



**Victor Manuel
dos Santos Miranda**

**Caracterização Experimental e Modelação
Numérica de Espumas Metálicas**

**Experimental Characterization and Numerical
Modeling of Metallic Foams**



**Victor Manuel
dos Santos Miranda**

**Caracterização Experimental e Modelação
Numérica de Espumas Metálicas**

**Experimental Characterization and Numerical
Modeling of Metallic Foams**

Tese apresentada à Universidade de Aveiro para cumprimento dos requisitos necessários à obtenção do grau de Doutor em Engenharia Mecânica, realizada sob orientação científica do Doutor Filipe Miguel Horta e Vale Teixeira-Dias, Professor Auxiliar com Agregação do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro.

Apoio financeiro do POCTI no âmbito do III Quadro Comunitário de Apoio.

Apoio financeiro da FCT e do FSE no âmbito do III Quadro Comunitário de Apoio.

Dedico este trabalho à Patrícia, ao Lucas e à Marta.

o júri

presidente

Professor Doutor Carlos Manuel Martins da Costa

Professor Catedrático da Universidade de Aveiro

Professor Doutor José Luis Perez Castellanos

Professor Catedrático da Universidad Carlos III de Madrid

Professor Doutor António Joaquim Mendes Ferreira

Professor Catedrático da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

Professor Doutor Luís Filipe Martins Menezes

Professor Catedrático da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra

Professor Doutor José Joaquim de Almeida Grácio

Professor Catedrático da Universidade de Aveiro

Professor Doutor Robertt Ângelo Fontes Valente

Professor Auxiliar da Universidade de Aveiro

Doutora Isabel Maria Alexandrino Duarte

Investigadora Auxiliar da Universidade de Aveiro

Professor Doutor Filipe Miguel Horta e Vale Teixeira-Dias

Professor Auxiliar com Agregação da Universidade de Aveiro

Agradecimentos / Acknowledgements

Ao Professor Doutor Filipe Teixeira-Dias por ter aceite orientar este trabalho, pela sua constante disponibilidade, pelo seu incentivo e pelos seus conselhos, sem os quais não teria sido possível ultrapassar todos os desafios que foram surgindo ao longo deste trabalho. Um agradecimento muito especial pelo seu apoio e amizade.

Ao Professor Doutor José Luis Perez Castellanos e ao Doutor Ignacio Alejandro Irausquín Castro pela preciosa ajuda na realização dos ensaios experimentais dinâmicos e pela amizade com que me receberam nos períodos em que estive na Universidad Carlos III de Madrid.

Ao Professor Doutor Jorge Augusto Fernandes Ferreira e ao Professor Doutor António Manuel de Bastos Pereira pela ajuda na preparação do equipamento para a realização dos ensaios experimentais *quasi*-estáticos.

A todos os membros do GRIDS pelo apoio e pela amizade. Por todos os momentos vividos quer em trabalho quer em lazer, que tornaram estes anos bem mais aprazíveis e dos quais já sinto alguma nostalgia.

A todos os colegas e funcionários do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro pelo apoio e ajuda prestados.

À Fundação Portuguesa para a Ciência e a Tecnologia, por todo o apoio prestado através da bolsa de doutoramento SFRH/BD/24678/2005.

A todos os meus primos pelo apoio, amizade e pelos maravilhosos momentos de lazer e alegria em tantas e tantas festas, que ajudaram a descontraír e a aliviar o cansaço do trabalho.

A todos os meus amigos e a todas as pessoas com quem me fui cruzando ao longo destes últimos anos que de uma forma ou outra enriqueceram a minha vida com a sua amizade e ensinamentos.

Aos meus pais e ao meu irmão pelo seu amor incondicional, pela sua confiança e pelos valores que me transmitiram, que ajudaram a definir a minha personalidade, a ser perseverante perante as dificuldades e tornam a minha vida melhor.

À Patrícia, ao Lucas e à Marta por serem a luz da minha vida, por me darem força para lutar contra as adversidades e por me fazerem sorrir e ter esperança, mesmo naqueles momentos em que nada parece ter sentido. Também quero agradecer pela compreensão e paciência que tiveram nas minhas ausências durante a realização deste trabalho, em muitos dias, em períodos de férias e fins-de-semana.

Palavras-chave

Espumas metálicas, caracterização experimental, simulação numérica, absorção de energia.

Resumo

As espumas de alumínio são materiais ultraleves, o que as torna atractivas para um largo espectro de aplicações comerciais na área da defesa, na indústria automóvel e aeroespacial, entre outras. Actualmente, há um grande interesse na utilização de espumas de alumínio em componentes estruturais ultraleves, incorporados em sistemas de absorção de energia para protecção contra o impacto.

O recurso à simulação numérica para resolver problemas de engenharia em várias áreas é cada vez mais comum. A modelação numérica dos materiais assume vital importância quando o problema envolve a análise de processos tecnológicos como, por exemplo, a conformação plástica de materiais, ou a análise de estruturas. Deste modo, torna-se imprescindível garantir que a modelação dos materiais é de tal forma rigorosa que permite simular o melhor possível o seu comportamento real nas condições concretas da análise a realizar. A forma mais comum de garantir o rigor dos modelos utilizados é a validação dos modelos numéricos tendo por base resultados experimentais. Neste trabalho, fez-se a caracterização do comportamento mecânico das espumas de alumínio com nome comercial ALPORAS[®], obtidas pelo processo de fabrico denominado expansão directa do metal fundido por adição de um agente expensor. Esta caracterização consistiu num conjunto de ensaios experimentais quer no regime *quasi*-estático, quer no regime dinâmico. No regime *quasi*-estático realizaram-se ensaios de compressão uniaxial e de compressão multiaxial. Para a caracterização no regime dinâmico foram realizados ensaios em barras de Hopkinson de polimetil-metacrilato (PMMA). Com base nos resultados experimentais obtidos determinaram-se os parâmetros dos dois modelos constitutivos para espumas metálicas implementados no programa comercial Abaqus[™]/Explicit. Estes modelos, e os respectivos parâmetros determinados, foram validados reproduzindo numericamente alguns ensaios experimentais *quasi*-estáticos e dinâmicos. Assim, verificou-se a adequabilidade dos modelos em diversas condições quer em termos de esforços quer em termos de regime de taxa de deformação. Por último, desenvolveu-se uma estrutura inovadora para absorção de energia durante um impacto, constituída por componentes perfilados em liga de alumínio e por componentes em espumas de alumínio. Esta estrutura foi testada exclusivamente com recurso à simulação numérica, utilizando os modelos constitutivos validados anteriormente.

Keywords

Metal foams, experimental characterization, numerical simulation, energy absorption.

Abstract

Aluminium foams are ultralight materials, which make them appealing to a wide range of commercial applications in the fields of defence and the aerospace and automotive industries, among others. Currently, there is a great interest in the use of aluminium foams in ultralight structural components incorporated into systems for the absorption of energy for protection against impact. The use of numerical simulation to solve engineering problems is increasingly more common in several areas. The numerical modelling of materials has a vital importance whenever the problem involves the analysis of technological processes such as, for instance, the sheet metal forming or structural analysis. Therefore, it is crucial to guarantee that the material modelling is so rigorous that it will allow the simulation in the best possible manner of the actual behaviour of the material in the specific conditions of the analysis being carried out. The most common way to guarantee the rigor of the models used is the validation of the numerical models based on experimental results.

In this work, the characterization of the mechanical behaviour of the aluminium foams with the commercial name ALPORAS[®], obtained through a process called direct foaming with blowing agents, was established. This characterization consisted of a set of experimental tests both in the *quasi*-static and in the dynamic regimes. In the *quasi*-static regime, tests of uniaxial and multiaxial compression were carried out. For the characterization of the dynamic regime tests using Hopkinson bars of polymethyl-metacrylate (PMMA) were performed.

Based on the experimental results that were obtained, the parameters of the two constitutive models for metallic foams implemented in the commercial program Abaqus/Explicit were determined. These models, and the respective parameters that were determined, were validated by numerically reproducing some experimental *quasi*-static and dynamic tests. Thus, the suitability of the models in several conditions both in what concerns efforts and deformation rates was verified.

Lastly, an innovative structure for the absorption of energy during an impact was developed. This structure was composed by profiled components in an aluminium alloy and by components in aluminium foams. This structure was tested exclusively by means of numerical simulation, using the constitutive models that have been previously validated.

Conteúdo

I	Enquadramento	1
1	Introdução	3
1.1	Motivação	3
1.2	Objectivos	4
1.3	Guia de leitura	5
1.4	Terminologia e notação utilizadas	6
2	Espumas de Alumínio	7
2.1	Introdução	7
2.2	Processos de fabrico	10
2.2.1	Expansão directa do metal fundido por injeção de um gás	13
2.2.2	Expansão directa do metal fundido por adição de um agente expensor	14
2.2.3	Fundição usando um material precursor polimérico	15
2.2.4	Pulverotecnologia	17
2.3	Estrutura celular	18
2.3.1	Arquitectura celular	19
2.3.2	Poros	20
2.3.3	Esqueleto metálico	20
2.4	Propriedades	21
2.4.1	Densidade	22
2.4.2	Propriedades mecânicas	22
2.4.3	Propriedades térmicas	26
2.4.4	Propriedades acústicas	27
2.5	Aplicações	28
2.5.1	Aplicações estruturais	29
2.5.2	Aplicações funcionais	30
II	Caracterização Mecânica das Espumas de Alumínio	33
3	Ensaaios experimentais <i>quasi</i>-estáticos	35
3.1	Introdução	35
3.2	Material	37
3.3	Equipamento experimental	40
3.3.1	Máquina universal de ensaios	41
3.3.2	Célula triaxial de Hoek e central hidráulica	41
3.4	Condições de ensaio	42

3.4.1	Ensaio de compressão uniaxial: estudo da influência da geometria e das dimensões dos provetes (Grupo I)	43
3.4.2	Ensaio de compressão uniaxial: estudo da influência da velocidade de ensaio e da densidade (Grupo II)	44
3.4.3	Ensaio de compressão triaxial: estudo da influência da pressão lateral, da densidade e da velocidade de ensaio (Grupo III)	46
3.4.4	Ensaio de compressão uniaxial com descarga-recarga (Grupo IV)	46
3.5	Resultados experimentais	47
3.5.1	Propriedades <i>quasi</i> -estáticas	48
3.5.2	Ensaio de compressão uniaxial: estudo da influência da geometria e das dimensões dos provetes (Grupo I)	51
3.5.3	Ensaio de compressão uniaxial: estudo da influência da velocidade de ensaio e da densidade (Grupo II)	53
3.5.4	Ensaio de compressão triaxial: estudo da influência da pressão lateral, da densidade e da velocidade de ensaio (Grupo III)	57
3.5.5	Ensaio de compressão uniaxial com descarga-recarga (Grupo IV)	67
3.6	Conclusões	67
4	Ensaio experimental dinâmico	73
4.1	Introdução	73
4.2	Barras de Hopkinson	80
4.2.1	Determinação da tensão, da taxa de deformação e da deformação no provete	81
4.2.2	Limitações e adaptação para caracterizar materiais macios	83
4.2.3	Correcção da dispersão e da atenuação	86
4.2.4	Equipamento utilizado	88
4.3	Condições de ensaio	90
4.4	Resultados experimentais	91
4.4.1	Calibração da velocidade de impacto	91
4.4.2	Determinação do módulo de Young dinâmico do PMMA	92
4.4.3	Correcção da dispersão e da atenuação	93
4.4.4	Curvas tensão-deformação nominal	97
4.4.5	Curvas energia específica-deformação nominal	103
4.5	Conclusões	105
III	Modelação Numérica	109
5	Modelos constitutivos	111
5.1	Introdução	111
5.2	Elastoplasticidade	112
5.2.1	Decomposição aditiva da deformação	113
5.2.2	Potencial de energia livre e lei de elasticidade	114
5.2.3	Critério de cedência	114
5.2.4	Lei de plasticidade	114
5.2.5	Lei de encruamento	115
5.2.6	Condição de consistência	116
5.2.7	Condições de carga-descarga	116
5.3	Formulação para grandes deformações	116

5.4	Modelos constitutivos para espumas metálicas	118
5.4.1	Modelo proposto por Schreyer <i>et al.</i>	119
5.4.2	Modelo proposto por Ehlers <i>et al.</i>	120
5.4.3	Modelo proposto por Miller	121
5.4.4	Modelo proposto por Deshpande e Fleck	122
5.4.5	Modelo do Abaqus TM : <i>Crushable foam model with volumetric hardening</i>	124
5.4.6	Modelo do Abaqus TM : <i>Crushable foam model with isotropic hardening</i>	127
5.5	Ajuste dos parâmetros dos modelos constitutivos	130
5.6	Conclusões	138
6	Validação dos modelos constitutivos para espumas metálicas	141
6.1	Introdução	141
6.2	Validação tendo por base resultados experimentais de ensaios <i>quasi</i> -estáticos	141
6.2.1	Ensaio de compressão uniaxial	142
6.2.2	Ensaio de compressão triaxial	144
6.3	Validação tendo por base resultados experimentais de ensaios dinâmicos	148
6.3.1	Ensaio experimental	148
6.3.2	Ensaio numérico	153
6.4	Conclusões	161
7	Estruturas para absorção de energia de impacto	165
7.1	Introdução	165
7.2	Modelação numérica	169
7.2.1	Definição da geometria das estruturas	170
7.2.2	Modelação do comportamento dos materiais	171
7.2.3	Modelação por elementos finitos	171
7.2.4	Estudo de convergência de malha	179
7.3	Resultados	180
7.3.1	Deformadas	185
7.3.2	Curvas força-deslocamento	185
7.3.3	Curvas energia específica mássica-deslocamento	190
7.3.4	Eficiência da força de esmagamento e eficiência total	192
7.4	Conclusões	192
IV	Considerações Finais	195
8	Considerações Finais	197
8.1	Introdução	197
8.2	Conclusões gerais	198
8.3	Perspectivas de trabalho futuro	201
A	Notação, Nomenclatura e Siglas	203
A.1	Caracterização do Material	204
A.2	Modelação Numérica	205
A.3	Siglas	206
A.4	Símbolos Químicos	206

B	Densidade dos Provetes	207
B.1	Provetes utilizados nos ensaios de compressão <i>quasi</i> -estática uniaxial para estudar a influência da geometria e dimensão dos provetes	208
B.2	Provetes utilizados nos ensaios de compressão <i>quasi</i> -estática uniaxial para estudar a influência da densidade e da velocidade	209
B.3	Provetes utilizados nos ensaios de compressão <i>quasi</i> -estática triaxial	210

Lista de Tabelas

2.1	Lista de parâmetros para caracterização estrutural das espumas metálicas. . .	19
2.2	Propriedades mecânicas de algumas espumas de alumínio (adaptado de [Ashby et al., 2000]).	23
2.3	Propriedades térmicas de algumas espumas de alumínio (adaptado de [Ashby et al., 2000]).	26
3.1	Propriedades médias das espumas de alumínio ALPORAS®.	38
3.2	Valores das densidades, velocidades e pressões utilizadas nos ensaios.	43
3.3	Características dos provetes e condições dos ensaios de compressão uniaxial para estudar a influência da geometria e das dimensões dos provetes (Grupo I).	45
3.4	Características dos provetes e condições dos ensaios de compressão uniaxial para estudar a influência da velocidade de ensaio e da densidade (Grupo II).	45
3.5	Características dos provetes e condições dos ensaios de compressão triaxial para estudar a influência da pressão lateral (Grupo III).	46
3.6	Características dos provetes e condições dos ensaios de compressão uniaxial com descarga-recarga para determinar o módulo de Young (Grupo IV).	47
3.7	Principais propriedades mecânicas obtidas a partir dos ensaios do Grupo II.	54
3.8	Principais propriedades mecânicas obtidas a partir dos ensaios do Grupo III.	61
3.9	Principais propriedades mecânicas obtidas a partir dos ensaios do Grupo III, considerando o efeito do atrito.	61
3.10	Valores do módulo de Young obtidos a partir dos declives da zona elástica e de curvas de descarga e respectivas diferenças relativas.	67
4.1	Principais propriedades do PMMA utilizado nas barras e no impactor (valores do fabricante do material).	90
4.2	Características dos provetes e condições dos ensaios de compressão uniaxial dinâmica para estudar a influência da velocidade de impacto no comportamento mecânico das espumas de alumínio ALPORAS®.	91
4.3	Valores da velocidade de impacto calculados a partir da curva de ajuste linear aos pontos experimentais.	92
4.4	Valores da velocidade, da taxa de deformação, da tensão de cedência e da tensão de patamar de cada uma das séries de ensaios, incluindo os <i>quasi</i> -estáticos.	102
4.5	Valores da energia específica volúmica para diferentes valores de deformação nominal.	106
5.1	Valores da tensão de cedência em compressão uniaxial, da pressão lateral, da tensão equivalente de von Mises e da pressão hidrostática, referentes aos ensaios <i>quasi</i> -estáticos do Grupo II e do Grupo III.	131
5.2	Parâmetros obtidos para o modelo de Deshpande e Fleck.	133
5.3	Parâmetros obtidos para o modelo do Abaqus™ com encruamento volumétrico.	133

5.4	Parâmetros obtidos para o modelo do Abaqus TM com encruamento isotrópico.	133
6.1	Parâmetros utilizados na modelação da espuma de alumínio nos ensaios numéricos de compressão uniaxial <i>quasi</i> -estática (k_t ou ν^p são os parâmetros válidos nos modelos com encruamento volumétrico ou isotrópico, respectivamente).	142
6.2	Parâmetros utilizados na modelação da espuma de alumínio nos ensaios numéricos de compressão triaxial <i>quasi</i> -estática (k_t ou ν^p são os parâmetros válidos nos modelos com encruamento volumétrico ou isotrópico, respectivamente; P_y representa as pressões P2 ou P4).	146
6.3	Valores de tensão correspondentes à deformação de 40% obtidos nos ensaios numéricos e respectivo erro em relação aos valores experimentais.	148
6.4	Características dos provetes e das condições dos ensaios experimentais em torre de queda.	152
6.5	Valores das propriedades elásticas e da densidade das ligas de alumínio 1050-H111 e 2024-T3 utilizados nos respectivos modelos lineares elásticos.	156
6.6	Valores dos parâmetros do modelo de Johnson-Cook utilizados para caracterizar a liga de alumínio 2024-T3.	157
6.7	Valores experimentais e numéricos da força máxima e dos tempos de absorção da energia total do impacto.	164
7.1	Características das estruturas desenvolvidas para absorção de energia de impacto.	178
7.2	Valores da máxima redução de comprimento de cada uma das estruturas.	185
B.1	Densidade dos provetes utilizados nos ensaios de compressão <i>quasi</i> -estática uniaxial para estudar a influência da geometria e da dimensão dos provetes.	208
B.2	Densidade dos provetes utilizados nos ensaios de compressão <i>quasi</i> -estática uniaxial para estudar a influência da densidade e da velocidade de ensaio. (Os provetes com as referências EUD1V1a, EUD1V1b e EUD1V1c correspondem aos mesmos da tabela B.1 com as referências EUD1V1CMa, EUD1V1CMb e EUD1V1CMc, respectivamente.)	209
B.3	Densidade dos provetes utilizados nos ensaios de compressão <i>quasi</i> -estática triaxial.	210

Lista de Figuras

2.1	Classes de materiais mais utilizados em engenharia.	8
2.2	Materiais celulares sólidos naturais: (a) cortiça [Int, h], (b) madeira [Int, q], (c) pedra pomes [Int, o] e (d) osso [Int, e]	9
2.3	Materiais celulares sólidos desenvolvidos pelo Homem: (a) de base polimérica [Int, p], (b) de base metálica e (c) de base cerâmica [Int, f].	10
2.4	Dispersão de uma fase noutra, tendo em conta que cada uma das fases se pode encontrar nos três estados físicos da matéria: sólido, líquido e/ou gasoso (adaptado a partir de [Banhart, 2001]).	11
2.5	Processos de fabrico de espumas metálicas, divididos de acordo com o estado em que o metal de base é processado [Banhart, 2001].	12
2.6	Gamas de densidade relativa e dimensão média das células das espumas de alumínio possíveis de obter por cada processo de fabrico (adaptado de [Ashby et al., 2000]).	12
2.7	Representação esquemática do processo de fabrico de espumas metálicas por injeção directa de um gás no metal fundido (adaptado de [Banhart, 2001]).	13
2.8	Exemplos de placas de Cymat SAF (Stabilised Aluminium Foam) [Int, i].	14
2.9	Equipamento utilizado para a produção das espumas de alumínio METCOMB® (adaptado de [Banhart, 2001]).	15
2.10	Espuma de alumínio METCOMB® [Int, n]: (a) blocos com diferentes densidades e tamanhos de poros, (b) barra de deformação e (c) estrutura compósita.	15
2.11	Representação esquemática das etapas do processo de fabrico de espumas de alumínio por adição de um agente expensor ao metal fundido (adaptado de [Banhart, 2001]).	16
2.12	Exemplo de estrutura celular da espuma de alumínio ALPORAS® [Int, a].	16
2.13	Representação esquemática das etapas do processo de fabrico de espumas metálicas por fundição, usando um material precursor polimérico (adaptado de [Banhart, 2001]).	17
2.14	Exemplos de componentes feitos em Duocel® [Int, j]: (a) absorvedor de energia de impacto e (b) detalhe de permutador de calor.	17
2.15	Representação esquemática das etapas do processo de fabrico denominado por pulverotecnologia (adaptado de [Banhart, 2001]).	18
2.16	Exemplos de componentes com geometrias complexas produzidos em espumas (a) FOAMINAL® [Int, k] e (b) Alulight®.	19
2.17	Exemplo da estrutura celular das espumas metálicas de células fechadas: face de uma placa de ALPORAS®.	20
2.18	Imagens de observação ao microscópio óptico da estrutura celular de uma espuma metálica de células fechadas.	21
2.19	Curvas tensão-deformação, em tracção e compressão, características das espumas metálicas.	24

2.20	Mecanismos de deformação celular: (a) célula não-deformada, (b) deformação em tracção e (c) deformação em compressão.	24
2.21	Energia absorvida por um material real e por um material ideal, num determinado intervalo de deformação.	26
2.22	Representação esquemática da multifuncionalidade das espumas de alumínio (adaptado de [Banhart, 2001]).	29
2.23	Aplicações das espumas de alumínio agrupadas de acordo com o tipo de estrutura celular e o tipo de aplicação (adaptado de [Banhart, 2001]).	30
3.1	Estrutura celular característica das espumas de alumínio ALPORAS®.	38
3.2	Imagens da estrutura celular das espumas de alumínio ALPORAS® vista ao microscópio.	39
3.3	Estrutura celular de provetes com diferentes densidades: (a) provete com densidade $\rho = 250 \text{ kg/m}^3$ e (b) provete com densidade $\rho = 300 \text{ kg/m}^3$	40
3.4	Máquina universal de ensaios do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro.	41
3.5	Célula triaxial de Hoek [Int, l]: (a) célula e respectivos acessórios e (b) descrição dos vários componentes da célula.	42
3.6	Central hidráulica utilizada nos ensaios de compressão triaxial.	42
3.7	Diagramas explicativos do significado das referências dos provetes.	44
3.8	Provetes correspondentes às duas geometrias e às três dimensões estudadas.	45
3.9	Dispositivo experimental utilizado para os ensaios de compressão triaxial: (a) vista de conjunto e (b) pormenor do sistema de acoplamento da célula de Hoek à máquina universal de ensaios.	47
3.10	Condições de carregamento utilizadas nos ensaios de compressão triaxial.	48
3.11	Esquema dos três métodos considerados para determinar a tensão de cedência.	49
3.12	Esquema do método utilizado para determinar a deformação de densificação: (a) curva tensão-deformação nominal genérica (b) curva eficiência-deformação nominal genérica.	50
3.13	Representação esquemática do método utilizado para determinar a tensão de patamar.	51
3.14	Imagens ilustrativas do mecanismo de deformação através de formação bandas aleatórias, para vários valores de deformação nominal: (a) $\varepsilon = 15\%$, (b) $\varepsilon = 20\%$ e (c) $\varepsilon = 35\%$	52
3.15	Curvas tensão-deformação nominal dos três ensaios dos provetes EUD1V1QP e EUD1V1CG.	52
3.16	Curvas tensão-deformação nominal obtidas a partir dos ensaios do grupo I.	53
3.17	Curvas tensão-deformação nominal obtidas a partir dos ensaios do Grupo II.	54
3.18	Valores de propriedades dos provetes e das curvas tensão-deformação nominal, obtidos a partir dos ensaios do Grupo II: (a) densidade e deformação de densificação, e (b) tensão de cedência e tensão de patamar.	55
3.19	Comparação dos resultados experimentais do Grupo II deste estudo com os de outros estudos e de todos com as expressões de Gibson and Ashby [1997]: (a) tensão de cedência relativa em função da densidade relativa e (b) deformação de densificação em função da densidade relativa.	56
3.20	Curvas energia específica-deformação nominal obtidas a partir dos ensaios do Grupo II: (a) mássica e (b) volúmica.	57
3.21	Valores das energias específicas, obtidos a partir dos ensaios do Grupo II: (a) energia específica mássica e (b) energia específica volúmica.	58

3.22	Representação esquemática do método utilizado para determinar a força de atrito nos ensaios de compressão triaxial: (a) representação do carregamento aplicado aos provetes, considerando o atrito e (b) gráfico utilizado para determinar a área, A_s , considerada no cálculo da força de atrito.	59
3.23	Comparação das curvas tensão-deformação nominal para a tensão medida e para a tensão corrigida, considerando o efeito do atrito, de dois ensaios do Grupo III.	60
3.24	Comparação entre os valores das tensões medidas e das tensões corrigidas dos ensaios do Grupo III: (a) tensões de cedência e (b) tensões de patamar. . . .	62
3.25	Curvas tensão-deformação nominal obtidas a partir dos ensaios do Grupo III: (a) influência da pressão nos provetes com densidade D_1 , (b) influência da pressão nos provetes com densidade D_2 , (c) influência da velocidade de ensaio e (d) influência da densidade.	63
3.26	Valores de propriedades dos provetes e das curvas tensão-deformação, obtidos a partir dos ensaios do Grupo III: (a) densidade, (b) deformação de densificação, (c) tensão de cedência e (d) tensão de patamar.	65
3.27	Comparação dos resultados experimentais do Grupo III deste estudo com os de outros estudos e de todos com as expressões de Gibson and Ashby [1997]: (a) tensão de cedência relativa em função da densidade relativa e (b) deformação de densificação em função da densidade relativa.	66
3.28	Curvas das energias específicas mássica e volúmica em função da deformação nominal, obtidas a partir dos ensaios do Grupo III: (a) e (b) provetes com densidade D_1 e pressão variável, (c) e (d) provetes com densidade D_2 e pressão variável, e (e) e (f) provetes com densidade D_1 , ensaiados à pressão P_3 e velocidade variável.	69
3.29	Valores das energias específicas obtidos a partir dos ensaios do Grupo III: (a) energia específica mássica e (b) energia específica volúmica.	70
3.30	Curva tensão-deformação nominal de um dos ensaios do Grupo IV.	70
3.31	Valores do módulo de Young, obtidos experimentalmente, para os cinco valores de deformação nominal correspondentes aos ciclos de descarga-recarga. . .	71
3.32	Valores do módulo de Young relativo em função da densidade relativa obtidos experimentalmente neste e noutros estudos para as espumas de alumínio ALPORAS®.	71
4.1	Regimes de taxa de deformação e principais técnicas experimentais utilizadas em cada um deles (adaptado de [Field et al., 2004]).	74
4.2	Representação esquemática da deformação de estruturas de tipo I e de tipo II (adaptado de [Calladine and English, 1984]).	76
4.3	Representação esquemática do mecanismo de propagação de uma onda de choque em espumas metálicas (adaptado de [Reid and Peng, 1997]).	76
4.4	Representação esquemática do dispositivo denominado barras de pressão de Hopkinson.	81
4.5	Grandezas envolvidas na determinação das propriedades do provete.	82
4.6	Representação esquemática do dispositivo experimental utilizado para determinar o coeficiente de propagação.	87
4.7	Dispositivo de barras de Hopkinson utilizado nos ensaios experimentais dinâmicos. .	89
4.8	Imagens dos sensores de fibra óptica utilizados para medir a velocidade de impacto.	90

4.9	Pontos experimentais da velocidade de impacto em função da pressão definida no canhão de gás e respectiva curva de ajuste linear.	92
4.10	Gráfico da onda incidente medida no ensaio sem provete, na barra de entrada e na barra de saída.	94
4.11	Sincronização da onda incidente medida no ensaio sem provete, na barra de entrada e na barra de saída.	94
4.12	Sinais medidos nos dois ensaios realizados para determinar a função de transferência.	95
4.13	Sincronização das ondas incidente e reflectida medidas em cada um dos dois ensaios realizados para determinar a função de transferência.	96
4.14	(a) Taxa de deformação-tempo e (b) tensão-deformação nominal para um ensaio da série DHV5.	96
4.15	Evolução das forças nas interfaces barra de entrada/provete, F_1 , e provete/barra de saída, F_2 , antes e depois da correcção da atenuação e da dispersão.	97
4.16	Resultados experimentais de um ensaio da série com referência DHV2: (a) sinais medidos nas barras de entrada e de saída e (b) ondas incidente, reflectida e transmitida sincronizadas.	98
4.17	Curvas tensão-deformação nominal dos vários ensaios de cada uma das séries e respectiva curva média: (a) série DHV1, (b) série DHV2, (c) série DHV3, (d) série DHV4, (e) série DHV5 e (f) série DHV6.	100
4.18	Desvio padrão relativo dos resultados obtidos nos ensaios das diferentes séries.	101
4.19	Curvas médias das várias séries de ensaios: (a) curvas tensão-deformação nominal e (b) curvas taxa de deformação-tempo.	101
4.20	Valores das tensões de cedência, σ_y^c , e das tensões de patamar, σ_{pl} , das várias séries de ensaios, incluindo as dos ensaios <i>quasi</i> -estáticos.	103
4.21	Influência da velocidade de impacto/taxa de deformação e da densidade na tensão de patamar: (a) curvas tensão-deformação nominal e (b) pontos relativos aos valores calculados.	104
4.22	Curvas da energia específica volúmica, incluindo as dos ensaios <i>quasi</i> -estáticos.	105
4.23	Valores da energia específica volúmica para diferentes valores de deformação nominal.	106
5.1	Curva típica de um ensaio de tracção de um material dúctil.	113
5.2	Leis de encruamento: (a) encruamento isotrópico, (b) encruamento cinemético e (c) encruamento misto.	116
5.3	Representação esquemática de um corpo na sua configuração original (não-deformada) e nas configurações deformadas nos instantes t e $t + \Delta t$	117
5.4	Superfície de cedência e potencial plástico do modelo <i>Crushable Foams with Volumetric Hardening</i>	126
5.5	Linearização da lei de potência descrita pela equação 5.76.	128
5.6	Superfície de cedência e potencial plástico do modelo <i>Crushable Foams with Isotropic Hardening</i>	129
5.7	Pontos experimentais e respectivas elipses ideais, representados no espaço ($p - \sigma_e$), correspondentes aos ensaios (a) dos provetes com densidade D_1 e (b) dos provetes com densidade D_2	132
5.8	Ajuste da superfície de cedência do modelo de Deshpande e Fleck aos resultados experimentais para as espumas com (a) densidade D_1 e (b) densidade D_2	134

5.9	Ajuste da superfície de cedência do modelo de Abaqus TM com encruamento volumétrico aos resultados experimentais para as espumas com (a) densidade D_1 e (b) densidade D_2	135
5.10	Ajuste da superfície de cedência do modelo do Abaqus TM com encruamento isotrópico aos resultados experimentais para as espumas com (a) densidade D_1 e (b) densidade D_2	136
5.11	Representação das superfícies de cedência dos três modelos para os quais se fez o ajuste de parâmetros, para a densidade D_1 : (a) no espaço de tensões (p, σ_e) e (b) no espaço de tensões (σ_1, σ_2)	137
5.12	Representação das superfícies de cedência dos três modelos para os quais se fez o ajuste de parâmetros, para a densidade D_2 : (a) no espaço de tensões (p, σ_e) e (b) no espaço de tensões (σ_1, σ_2)	138
6.1	Assemblagem e malha de elementos finitos do modelo para simular os ensaios de compressão uniaxial.	143
6.2	Curvas tensão-deformação nominal do estudo de convergência de malha. . . .	144
6.3	Curvas tensão-deformação nominal numéricas e experimental obtidas para os ensaios (a) EUD1V2 e (b) EUD2V2.	145
6.4	Comparação da deformada dos provetes para uma deformação nominal de 42%: (a) provete real do ensaio EUD1V2 e (b) resultado numérico do ensaio EUD1V2iso.	146
6.5	Assemblagem e condições de carregamento aplicadas no modelo numérico para simular os ensaios de compressão triaxial: campo predefinido de velocidade aplicado no ponto de referência da placa rígida móvel (em cima) e pressão uniforme aplicada na superfície lateral.	147
6.6	Curvas tensão-deformação nominal numéricas e experimental correspondentes ao ensaio EMD1V2P2.	149
6.7	Curvas tensão-deformação nominal numéricas e experimental correspondentes ao ensaio EMD1V2P4.	149
6.8	Curvas tensão-deformação nominal numéricas e experimental correspondentes ao ensaio EMD2V2P2.	150
6.9	Curvas tensão-deformação nominal numéricas e experimental correspondentes ao ensaio EMD2V2P4.	150
6.10	Provetes do tipo sanduiche utilizados nos testes de impacto em torre de queda.	151
6.11	Desenho com as dimensões dos provetes utilizados nos testes de impacto em torre de queda.	151
6.12	Equipamentos do <i>Laboratorio de Caracterización Mecánica de Materiales</i> (Lab-Mec) da <i>Universidad Carlos III de Madrid</i> utilizados nos ensaios de impacto em torre de queda: (a) Ceast Fractoris 6785 e Ceast DAS-400 e (b) projétil semiesférico.	152
6.13	Suporte metálico utilizado para fixar o provete na torre de queda: (a) suporte e (b) suporte com um provete.	153
6.14	Curvas experimentais obtidas nos ensaios com energia de impacto $E_I = 17$ J: (a) curvas força-tempo e (b) curvas energia-tempo.	154
6.15	Curvas experimentais obtidas nos ensaios com energia de impacto $E_I = 20$ J: (a) curvas força-tempo e (b) curvas energia-tempo.	154
6.16	Curvas experimentais obtidas nos ensaios com energia de impacto $E_I = 30$ J: (a) curvas força-tempo e (b) curvas energia-tempo.	155

6.17	Curvas tensão-deformação da liga AA1050-H111 de ensaios experimentais realizados a várias taxas de deformação.	156
6.18	Modelo numérico: (a) montagem e (b) vista explodida.	158
6.19	Malhas de elementos finitos dos vários componentes utilizados nos ensaios numéricos de impacto em torre de queda: (a) bloco de espuma de alumínio, (b) placas de alumínio, (c) peça lateral do suporte do provete, (d) aros do topo e do fundo do suporte do provete e (e) impactor.	159
6.20	Deformadas do provete do ensaio DTQ1 experimental e numérico após impacto: (a) vista de cima do provete experimental, (b) vista de frente do provete experimental, (c) isovalores da tensão equivalente de von Mises, (d) isovalores da deformação plástica equivalente.	160
6.21	Deformadas do provete do ensaio DTQ3 experimental e numérico após impacto: (a) vista de cima do provete experimental, (b) vista de frente do provete experimental, (c) isovalores da tensão equivalente de von Mises, (d) isovalores da deformação plástica equivalente.	161
6.22	Comparação das curvas experimentais e numéricas obtidas nos ensaios com estruturas do Tipo 1: (a) e (b) ensaios com energia de impacto $E = 17$ J, (c) e (d) ensaios com energia de impacto $E = 20$ J, e (e) e (f) ensaios com energia de impacto $E = 30$ J.	162
6.23	Comparação das curvas experimentais e numéricas obtidas nos ensaios com estruturas do Tipo 2: (a) e (b) ensaios com energia de impacto $E_I = 17$ J, (c) e (d) ensaios com energia de impacto $E_I = 20$ J, e (e) e (f) ensaios com energia de impacto $E_I = 30$ J.	163
7.1	Tipos de estruturas utilizadas na produção de automóveis: (a) <i>chassis/body and frame</i> [Int, m], (b) <i>unibody</i> [Int, g] e (c) <i>space frame</i> [Int, b].	167
7.2	Estrutura do tipo <i>space frame</i> do Audi A8 construída totalmente em alumínio [Int, c].	167
7.3	Barras de deformação de uma estrutura do tipo <i>space frame</i> para absorção da energia num impacto [Int, d].	170
7.4	Características gerais das secções transversais utilizadas nos componentes das estruturas: (a) secção Q1, (b) secção Q2, (c) secção C1 e (d) secção C2. . . .	171
7.5	Vista explodida das estruturas do Tipo A quadrangulares: (a) estrutura TA1, (b) estrutura TA3, (c) estrutura TA5.	172
7.6	Vista explodida das estruturas do Tipo A circulares: (a) estrutura TA2 e (b) estrutura TA4.	173
7.7	Vista explodida das estruturas do Tipo B: (a) estrutura TB1 e (b) estrutura TB2.	174
7.8	Vista explodida das estruturas do Tipo C: (a) estrutura TC1 e (b) estrutura TC2.	175
7.9	Vista explodida das estruturas do Tipo D: (a) estrutura TD1 e (b) estrutura TD2.	176
7.10	Vista explodida das estruturas do Tipo E: (a) estrutura TE1 e (b) estrutura TE2.	177
7.11	Esquema das condições de fronteira e de carregamento aplicadas nos ensaios.	179
7.12	Curvas força-tempo dos ensaios TA2a, TA2b, TA2c e TA2d, correspondentes ao estudo de convergência de malha dos componentes tubulares de alumínio.	180
7.13	Curvas força-tempo dos ensaios TA5a, TA5b e TA5c, correspondentes ao estudo de convergência de malha dos componentes de espuma de alumínio.	181

7.14	Malha de elementos finitos das estruturas do Tipo A: (a) estrutura TA1, (b) estrutura TA2, (C) estrutura TA3, (D) estrutura TA4 e (e) estrutura TA5. .	182
7.15	Malha de elementos finitos das estruturas do Tipo B: (a) estrutura TB1 e (b) estrutura TB2.	183
7.16	Malha de elementos finitos das estruturas do Tipo C: (a) estrutura TC1 e (b) estrutura TC2.	183
7.17	Malha de elementos finitos das estruturas do Tipo D: (a) estrutura TD1 e (b) estrutura TD2.	184
7.18	Malha de elementos finitos das estruturas do Tipo E: (a) estrutura TE1 e (b) estrutura TE2.	184
7.19	Máxima redução de comprimento das várias estruturas.	186
7.20	Deformadas obtidas nos ensaios das estruturas do Tipo A: (a) estrutura TA1, (b) estrutura TA2, (c) estrutura TA3, (d) estrutura TA4 e (e) estrutura TA5. .	187
7.21	Deformadas obtidas nos ensaios das estruturas do Tipo B: (a) estrutura TB1 e (b) estrutura TB2.	188
7.22	Deformadas obtidas nos ensaios das estruturas do Tipo C: (a) estrutura TC1 e (b) estrutura TC2.	188
7.23	Deformadas obtidas nos ensaios das estruturas do Tipo D: (a) estrutura TD1 e (b) estrutura TD2.	189
7.24	Deformadas obtidas nos ensaios das estruturas do Tipo E: (a) estrutura TE1 e (b) estrutura TE2.	189
7.25	Curvas força-deslocamento de todos os ensaios.	190
7.26	Curvas aceleração-tempo de todos os ensaios.	191
7.27	Curvas energia específica mássica-deslocamento de todos os ensaios.	191
7.28	Curvas da eficiência da força de esmagamento, A_E , de todos os ensaios. . . .	192
7.29	Curvas da eficiência total, T_E , de todos os ensaios.	193

Parte I

Enquadramento

Capítulo 1

Introdução

Neste capítulo introdutório apresenta-se a motivação deste trabalho, nomeadamente, fazendo um enquadramento sobre as espumas metálicas e os desafios inerentes à sua aplicação em grande escala. Os objectivos globais também são expostos. O guia de leitura, com um breve resumo dos vários capítulos que compõem esta tese, apresenta-se na parte final.

1.1 Motivação

As espumas metálicas são semelhantes a outras espumas (poliméricas, cerâmicas, *etc.*), mas feitas a partir de uma liga metálica específica. A estrutura interna das espumas metálicas pode ter desde 5 até próximo dos 100% de poros, os quais podem estar conectados entre si (estrutura de células abertas, constituída principalmente por arestas), ou fechados (estrutura de células fechadas, composta por células separadas que armazenam gás no interior do metal). As espumas metálicas são rígidas (ao contrário das espumas poliméricas), têm elevada rigidez e resistência específicas e conseguem absorver grandes quantidades de energia a baixas tensões, quando esmagadas. Estas espumas são conhecidas por terem um comportamento de deformação não-linear único. As suas propriedades mecânicas aliadas à sua baixa densidade relativa¹ fazem com que sejam muito atractivas para várias aplicações de engenharia, devido à sua multifuncionalidade. Por esta razão, estes materiais estão a despertar a atenção de investigadores de todo o mundo, originando trabalhos de investigação em diferentes áreas: processos de fabrico, caracterização de propriedades, simulação numérica do comportamento mecânico, *etc.* No entanto, no que concerne aos modelos constitutivos das espumas metálicas e sua implementação numérica há ainda um longo caminho a percorrer. O mesmo acontece em relação ao estudo da sua utilização em novas aplicações e optimização no caso de aplicações já existentes.

As espumas de alumínio, em particular, são materiais ultraleves, o que as torna atractivas para um largo espectro de aplicações comerciais na área da defesa, na indústria automóvel e aeroespacial, entre outras. Actualmente, há um grande interesse na utilização de espumas de alumínio em componentes estruturais ultraleves, incorporados em sistemas de absorção de energia para protecção contra impacto.

¹Ao longo deste texto, a densidade relativa é o quociente entre a densidade da espuma metálica e a densidade do material metálico que lhe deu origem.

A situação política global, com conflitos directos e ataques terroristas, aumentou o interesse na protecção e blindagem de pessoas, veículos e estruturas. Como consequência, o mercado para aplicação de materiais compósitos em veículos militares e particulares está a crescer rapidamente. Devido à necessidade de mobilidade e transportabilidade, a utilização deste tipo de materiais para blindagem ultraleve surge naturalmente.

Os acidentes rodoviários e a consequente morte ou lesões causadas nos passageiros dos veículos é, infelizmente, uma realidade crescente em muitos países. Para minimizar esta preocupante e lamentável realidade, a maioria dos construtores de automóveis está a investir uma significativa parte dos seus recursos no desenvolvimento de sistemas e dispositivos de absorção de energia de impacto, para serem incorporados nos seus veículos. As espumas metálicas começam agora a ser usadas na indústria automóvel como elementos para absorção de energia e melhoria do conforto. Devido à sua grande capacidade de absorção de energia, são muito importantes na melhoria da capacidade dos veículos para proteger os ocupantes durante um impacto.

Avanços nas tecnologias de produção, durante os últimos anos, tornaram possível a utilização de espumas metálicas em aplicações industriais que exploram as suas propriedades mecânicas, térmicas e/ou acústicas específicas. Potenciais aplicações incluem componentes para absorção de energia e permutadores de calor. Outras aplicações específicas das espumas metálicas podem ser em: (i) sistemas ultraleves de blindagem utilizados em veículos de combate; (ii) lâminas multicamada e estruturas do tipo sanduíche; (iii) protecção individual para soldados, e (iv) blindagem primária para sistemas de combate e outros componentes para absorção de energia. As espumas metálicas podem também ser usadas na construção de DMS (*Dual Material Structures*), que são componentes estruturais de ligas leves preenchidos com espuma metálica no seu interior.

No entanto, apesar da viabilidade comercial destes materiais, a sua utilização em componentes industriais está ainda no início. Isto deve-se, em parte, à lacuna existente ao nível de ferramentas de projecto que permitam a optimização das suas propriedades mecânicas, de modo a garantir que possam suportar um determinado esforço com boa reproductibilidade do seu comportamento. Além disso, há ainda um conhecimento deficitário do seu comportamento em carregamentos multiaxiais e em condições dinâmicas. A utilização bem sucedida deste tipo de materiais requer um conhecimento profundo das suas propriedades mecânicas (estáticas e dinâmicas). Em várias aplicações industriais são necessários novos materiais para a produção de estruturas ultraleves. As espumas de alumínio com porosidades acima de 50% podem cumprir os requisitos dessas aplicações.

Nos últimos anos, houve um aumento considerável no interesse pelas espumas metálicas, especialmente pelas espumas de alumínio, devido à sua baixa densidade relativa. A razão para isso é a referida extensa gama de aplicações. Por todos estes motivos, é importante continuar a investigar o comportamento mecânico das espumas de alumínio.

1.2 Objectivos

Tendo em conta tudo o que se referiu anteriormente, o objectivo principal deste trabalho de investigação consiste em desenvolver ferramentas numéricas, aplicáveis em programas comerciais de simulação numérica pelo método dos elementos finitos, que permitam apoiar o projecto de *Dual Material Structures*, com utilização de espumas de alumínio, para aplicações na área da absorção de energia de impacto. Para tal definiram-se os seguintes objectivos específicos:

- i) definir um conjunto de procedimentos experimentais para caracterizar o comportamento

mecânico das espumas de alumínio nos regimes estático e dinâmico;

- ii) estudar o efeito de alguns parâmetros tecnológicos como, por exemplo, a densidade e a estrutura celular das espumas de alumínio, no seu comportamento mecânico;
- iii) desenvolver, implementar e validar um conjunto de modelos matemáticos/numéricos representativos do comportamento mecânico das espumas de alumínio;
- iv) projectar e testar um sistema para absorção de energia de impacto com utilização de espumas de alumínio.

1.3 Guia de leitura

A presente tese encontra-se dividida em quatro partes, cada uma das quais constituída por um ou mais capítulos. A primeira parte, intitulada **Enquadramento**, é composta por dois capítulos em que se apresentam a motivação e os objectivos deste trabalho, e se descrevem as principais características das espumas de alumínio.

Capítulo 1 – Introdução

Neste capítulo introdutório apresenta-se a motivação deste trabalho, nomeadamente, fazendo um enquadramento sobre as espumas metálicas e os desafios inerentes à sua aplicação em grande escala. Os objectivos globais também são expostos. O guia de leitura, com um breve resumo dos vários capítulos que compõem esta tese, apresenta-se na parte final.

Capítulo 2 – Espumas de alumínio

Neste capítulo são abordados vários tópicos relacionados com as espumas de alumínio. O enquadramento deste material é feito tendo em conta as classes de materiais utilizadas em engenharia e são apresentadas algumas definições importantes para uma melhor compreensão deste tipo de material. Descrevem-se os principais processos de fabrico utilizados para a sua produção, os aspectos mais importantes acerca da sua estrutura celular, as suas propriedades físicas e mecânicas, bem como algumas das suas aplicações.

Na segunda parte, designada por **Caracterização Mecânica das Espumas de Alumínio**, incluem-se os dois capítulos relacionados com a parte experimental deste trabalho, nomeadamente os ensaios experimentais *quasi*-estáticos e os ensaios experimentais dinâmicos.

Capítulo 3 – Ensaaios experimentais *quasi*-estáticos

Neste capítulo faz-se a caracterização experimental no regime *quasi*-estático das espumas de alumínio ALPORAS®. A influência da densidade e da geometria e dimensões dos provetes, assim como das condições de ensaio, tais como a velocidade de ensaio e o tipo de carregamento (compressão uniaxial ou triaxial), nas propriedades mecânicas destas espumas é objecto de estudo. Os resultados experimentais obtidos para as principais propriedades mecânicas destes materiais são validados por meio da sua comparação com os de outros estudos e com expressões teóricas.

Capítulo 4 – Ensaaios experimentais dinâmicos

Neste capítulo faz-se a caracterização experimental no regime dinâmico das espumas de alumínio ALPORAS®. A influência da velocidade de impacto/taxa de deformação nas propriedades mecânicas destas espumas, nomeadamente nas tensões de cedência e de patamar, e na capacidade de absorção de energia (quantificada pela energia específica) é o objecto de estudo. Os resultados experimentais obtidos são comparados com os obtidos nos ensaios *quasi*-estáticos.

A terceira parte, denominada **Modelação Numérica**, é constituída por três capítulos nos quais se apresenta o trabalho desenvolvido na área da simulação numérica. Nestes capítulos descrevem-se os principais modelos constitutivos aplicáveis às espumas de alumínio, os métodos utilizados para a sua parametrização e validação com base nos resultados experimentais. Apresentam-se ainda algumas propostas de estruturas para absorção da energia de impacto.

Capítulo 5 – Modelos constitutivos

Neste capítulo apresentam-se vários modelos constitutivos representativos do comportamento mecânico de espumas metálicas e respectivos parâmetros de calibração. Com base nos resultados experimentais determinaram-se os parâmetros de dois destes modelos, nomeadamente os dos modelos implementados no programa comercial Abaqus™.

Capítulo 6 – Validação dos modelos constitutivos para espumas metálicas

Neste capítulo, fez-se a validação dos dois modelos para espumas metálicas implementados no programa comercial Abaqus™, nomeadamente os modelos denominados *Crushable Foams*. A validação foi feita para os regimes *quasi*-estático e dinâmico. Para isso utilizaram-se resultados obtidos experimentalmente e os parâmetros definidos para os referidos modelos, apresentados em capítulos anteriores.

Capítulo 7 – Estruturas para absorção de energia de impacto

Neste capítulo propõem-se várias estruturas com diversas configurações, para aplicações de absorção de energia de impacto, representativas das barras de deformação frontal de um automóvel com uma estrutura do tipo *space frame*. Com os modelos constitutivos definidos nos capítulos anteriores para as espumas de alumínio e implementados no programa comercial de simulação numérica pelo método dos elementos finitos Abaqus™/Explicit analisa-se o comportamento mecânico destas estruturas em compressão uniaxial dinâmica, com condições de carregamento equivalentes às experimentadas por estruturas deste tipo durante um impacto.

A quarta e última parte, intitulada **Considerações Finais**, é constituída por um único capítulo no qual se apresentam as principais conclusões deste trabalho.

Capítulo 8 – Considerações Finais

Neste capítulo apresentam-se as conclusões gerais deste trabalho, assim como algumas perspectivas de trabalho futuro.

1.4 Terminologia e notação utilizadas

De modo a simplificar a terminologia e a notação utilizadas neste trabalho, foram assumidas algumas opções no que concerne à escrita da presente dissertação:

1. Recorre-se à utilização de termos técnicos em língua estrangeira sempre que não exista um termo próprio em português ou sempre que a utilização do termo português possa induzir o leitor em erro. Todas estas situações aparecem sempre escritas em *itálico*.
2. Quando se utilizam termos técnicos em que a terminologia portuguesa é menos usual que a terminologia estrangeira, faz-se, sempre que se julgue conveniente, referência ao termo em língua estrangeira em nota de rodapé.

Capítulo 2

Espumas de Alumínio

Neste capítulo são abordados vários tópicos relacionados com as espumas de alumínio. O enquadramento deste material é feito tendo em conta as classes de materiais utilizadas em engenharia e são apresentadas algumas definições importantes para uma melhor compreensão deste tipo de material. Descrevem-se os principais processos de fabrico utilizados para a sua produção, os aspectos mais importantes acerca da sua estrutura celular, as suas propriedades físicas e mecânicas, bem como algumas das suas aplicações.

2.1 Introdução

Em primeiro lugar, importa enquadrar as espumas de alumínio relativamente à classe de material. Na figura 2.1 apresentam-se as classes de materiais mais utilizados em engenharia. As espumas de alumínio pertencem à classe dos materiais celulares sólidos, mais especificamente ao grupo dos materiais celulares sólidos de base metálica.

Os materiais celulares sólidos podem ser divididos em dois grandes grupos: os materiais naturais e os desenvolvidos pelo Homem. No primeiro grupo, encontram-se materiais utilizados desde há muitos séculos em diferentes aplicações tais como, por exemplo, a madeira e a cortiça. Além disso, até no próprio corpo humano encontramos materiais celulares sólidos, nomeadamente a estrutura celular/esponjosa de parte dos ossos. Os materiais celulares sólidos naturais são resultado de milhões de anos de desenvolvimento pela Natureza. Nesta encontramos muitas estruturas de materiais celulares sólidos, algumas das quais suportam grandes esforços, como é o caso das estruturas de coral e da madeira. Na figura 2.2 mostram-se alguns exemplos de materiais celulares sólidos naturais. Ashby [1983] explica este facto de uma forma algo poética: “*When modern man builds large load-bearing structures, he uses dense solids: steel, concrete, glass. When nature does the same, she generally uses cellular materials: wood, bone, coral. There must be good reasons for this*”.

Ao longo da história da humanidade, grandes descobertas e invenções surgiram da observação da Natureza. Os materiais celulares sólidos desenvolvidos pelo Homem são um exemplo disto mesmo. A sua estrutura celular surge da tentativa de imitar a Natureza e a inovação está nos materiais utilizados: poliméricos, metálicos e cerâmicos (ver figura 2.3). Tendo em conta a aplicação, o material para as paredes e/ou arestas das células tem de ser escolhido criteriosamente. Para a maioria das aplicações estruturais, os polímeros não são suficientemente rígidos, os cerâmicos são demasiado frágeis, sendo os materiais metálicos os que

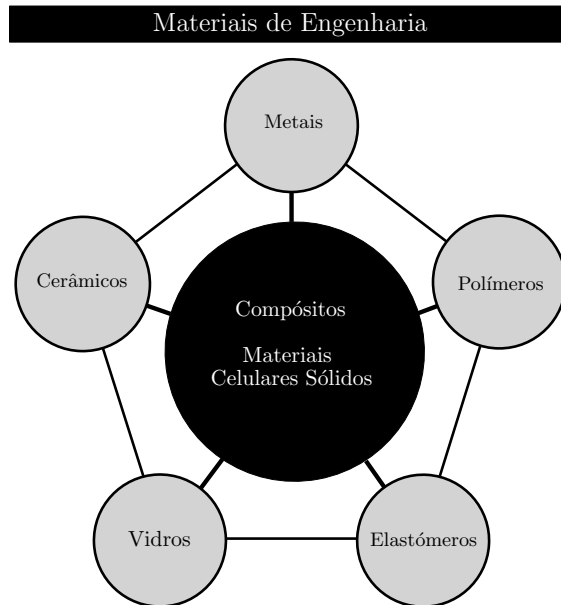


Figura 2.1: Classes de materiais mais utilizados em engenharia.

apresentam mais vantagens. Em aplicações funcionais de engenharia tais como, por exemplo, os isolamentos térmico e acústico, as embalagens e filtros, a opção pelos materiais celulares sólidos desenvolvidos pelo Homem é facilmente aceite. No entanto, quando a aplicação é estrutural a escolha poderá não ser, à partida, tão consensual. Neste tipo de decisões, há factores históricos que têm um peso muito grande. Desde há muitos anos, engenheiros e investigadores têm vindo a desenvolver novos processos de fabrico com o intuito de eliminar a porosidade em peças obtidas por fundição, por metalurgia de pós, ou em juntas soldadas, por exemplo. Tendo em conta que, comparativamente com outros materiais utilizados em engenharia, os materiais celulares sólidos são muito recentes, é ainda difícil aceitar que um material para suportar grandes esforços possa ter poros, mais ainda, em elevado número e de dimensões consideráveis.

Antes de apresentar as espumas metálicas, nomeadamente as espumas de alumínio, é necessário clarificar alguns termos relacionados com os materiais celulares sólidos. Na figura 2.4 apresentam-se de forma esquemática as várias combinações possíveis da dispersão de uma fase noutra, tendo em conta que cada uma das fases se pode encontrar nos três estados físicos da matéria: sólido, líquido e/ou gasoso. De seguida, clarificam-se alguns termos que serão utilizados frequentemente neste texto [Banhart, 2001].

Espuma – De acordo com o esquema da figura 2.4, as espumas resultam da dispersão de uma fase gasosa numa fase líquida ou sólida. Porém, no sentido original o termo “espuma” está associado à dispersão de um gás num líquido.

Espuma sólida – A morfologia das espumas pode ser preservada deixando o líquido solidificar, obtendo-se assim a denominada “espuma sólida”. As espumas sólidas são um caso particular do que normalmente se denomina por “material celular sólido”.

Material celular sólido – Um material celular sólido é uma rede interligada de pilares e placas sólidas que formam as arestas e as faces das células, respectivamente. Se o material sólido está somente nas arestas, tendo as células comunicação entre si, diz-se que a estrutura é de células abertas. Quando, além de estar nas arestas, o material

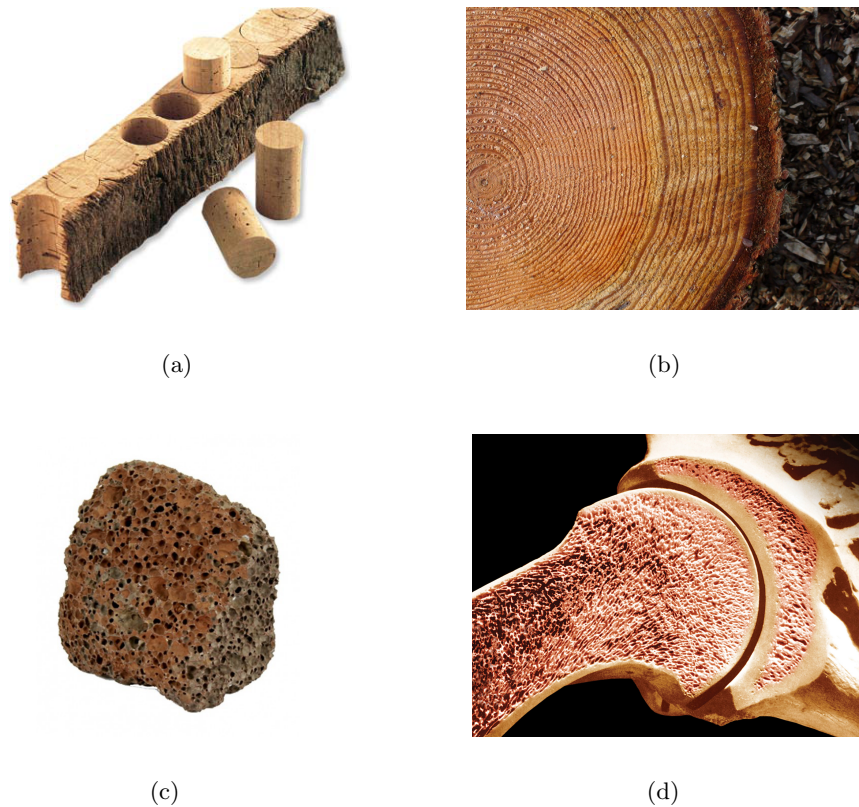


Figura 2.2: Materiais celulares sólidos naturais: (a) cortiça [Int, h], (b) madeira [Int, q], (c) pedra pomes [Int, o] e (d) osso [Int, e] .

sólido está também nas faces, ficando as células isoladas entre si, diz-se que a estrutura é de células fechadas. Normalmente, a densidade relativa¹ de um material celular sólido aumenta com o aumento da espessura das paredes e das arestas das células e/ou com a diminuição do tamanho das células. Por convenção, a transição entre um material celular sólido e um material que contém poros isolados acontece para valores de densidade relativa de aproximadamente $\rho/\rho_s = 0,3$. Considera-se que um material é um material celular sólido para densidades relativas $\rho/\rho_s < 0,3$ [Gibson and Ashby, 1997].

Espuma metálica – Quando utilizamos o termo “espumas metálicas” estamos a referir-nos a materiais celulares sólidos.

As espumas metálicas são uma classe de materiais recente, ainda não perfeitamente caracterizada, com baixas densidades e propriedades físicas, mecânicas, térmicas, eléctricas e acústicas inovadoras. Devido à sua estrutura celular, as espumas metálicas possuem um conjunto de propriedades único, quando comparadas com o material metálico que lhes deu origem. As propriedades mecânicas aliadas ao baixo peso são a sua principal vantagem (resistência e rigidez específicas). As espumas metálicas conseguem absorver grandes quantidades de energia durante um impacto, tendo também boas propriedades para isolamento acústico e térmico, e para amortecimento de vibrações.

¹A densidade relativa, ρ/ρ_s , de um material celular sólido é a sua propriedade mais importante e corresponde ao rácio entre a sua densidade, ρ , e a densidade do material sólido de que são feitas as arestas e as faces das suas células, ρ_s .

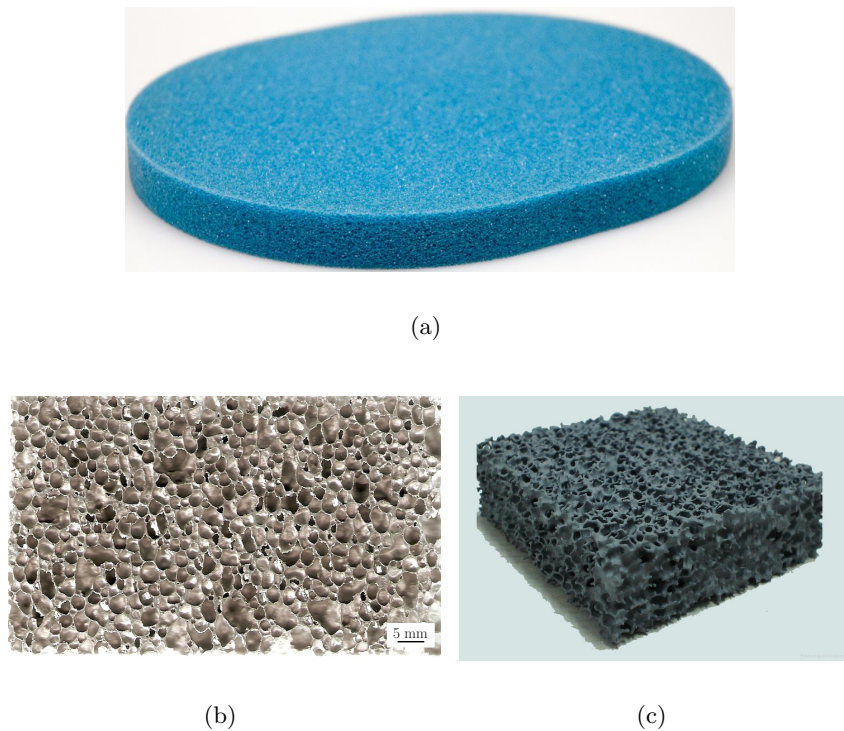


Figura 2.3: Materiais celulares sólidos desenvolvidos pelo Homem: (a) de base polimérica [Int, p], (b) de base metálica e (c) de base cerâmica [Int, f].

Dentro do grupo das espumas metálicas, as espumas de alumínio são as que têm despertado mais interesse quer no seio da comunidade científica quer ao nível industrial/comercial. Muitos investigadores têm vindo a dedicar-se ao estudo destes materiais em diversas áreas tais como, por exemplo, os processos de fabrico (invenção de novos processos, a optimização de processos já existentes, *etc.*), o estudo das propriedades (estruturais, mecânicas, térmicas, acústicas, *etc.*), a modelação numérica do comportamento mecânico (nas escalas micro-, meso- e macroscópica), o estudo de novas aplicações para estes materiais, *etc.* Nas secções seguintes deste capítulo, apresentam-se estas diversas áreas de investigação.

2.2 Processos de fabrico

A primeira tentativa de produzir espumas metálicas foi protagonizada por Sosnick [1948] em 1943, utilizando a vaporização do mercúrio no alumínio para obter uma estrutura celular. Em 1951, Elliott [1956] desenvolveu esta ideia substituindo o mercúrio por agentes que geram gás por decomposição térmica (agentes expansores²), sendo os mais usuais o TiH_2 e o ZrH_2 , e o metal a ser expandido³ o alumínio. Em 1959, Allen et al. [1963] inventaram um novo processo para produzir espumas metálicas, actualmente denominado por pulverotecnologia⁴ (ou tecno-

²Em língua inglesa utilizam-se dois termos técnicos para designar agentes expansores: *blowing agents* ou *foaming agents*.

³O termo técnico utilizado em língua inglesa para designar a expansão do metal que dá origem a uma estrutura celular é *foaming*.

⁴Em língua inglesa, o termo técnico utilizado para este processo é *powder compact foaming*, sendo também utilizada a sigla correspondente PCF.

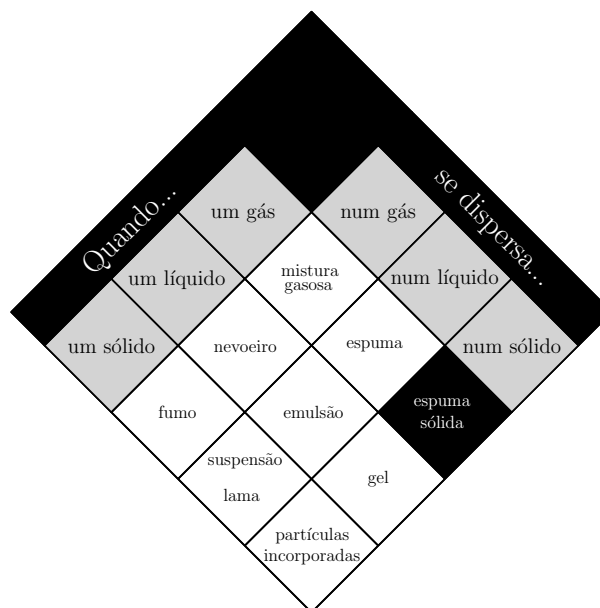


Figura 2.4: Dispersão de uma fase noutra, tendo em conta que cada uma das fases se pode encontrar nos três estados físicos da matéria: sólido, líquido e/ou gasoso (adaptado a partir de [Banhart, 2001]).

logia de pós). Estas duas estratégias para produzir espumas metálicas são a base da maioria dos processos de fabrico utilizados actualmente. Estes podem ser agrupados em métodos directos ou indirectos de obtenção de espumas metálicas⁵. Nos métodos directos parte-se de um preparado de metal fundido com uma baixa percentagem de partículas não-metálicas, ao qual se adiciona um gás (através de diversas técnicas) que dá origem à expansão. Nos métodos indirectos o processo tem por base um material sólido precursor, que consiste numa mistura de pós com uma matriz metálica e partículas de um agente expensor distribuídas uniformemente, o qual é depois aquecido até à temperatura de fusão do material da matriz, originando a expansão [Banhart, 2006].

Actualmente, as espumas metálicas podem ser produzidas através de diversos processos. Alguns deles são semelhantes aos utilizados para as espumas poliméricas⁶, outros são específicos para as espumas metálicas. Os vários processos de fabrico associados à produção de espumas metálicas podem ser divididos em grupos de acordo com o critério escolhido. Na literatura, na maioria dos casos, os processos de fabrico aparecem divididos em três ou quatro grupos [Davies and Zhen, 1983; Ashby et al., 2000; Banhart, 2001; Degischer and Kriszt, 2002; Duarte, 2005]. Neste texto, optou-se por usar como critério de descrição o estado em que o metal é processado [Banhart, 2001]: a partir do estado sólido, a partir do estado líquido, a partir da fase de vapor ou electrodepositado a partir de uma solução aquosa; dando origem a quatro grupos. Na figura 2.5 apresentam-se os vários processos de fabrico, divididos em grupos de acordo com o critério supracitado.

Apesar da lista de processos de fabrico ser extensa, actualmente só alguns deles estão implementados industrialmente, permitindo obter espumas metálicas em média ou grande escala. Os outros, quer por serem demasiado dispendiosos quer porque a espuma metálica obtida não tem a qualidade desejada, entre outros aspectos, ainda não foram implementados

⁵Os termos técnicos em língua inglesa são *direct foaming methods* e *indirect foaming methods*, respectivamente.

⁶Os processos de fabrico das espumas poliméricas estão mais optimizados que os das espumas metálicas.

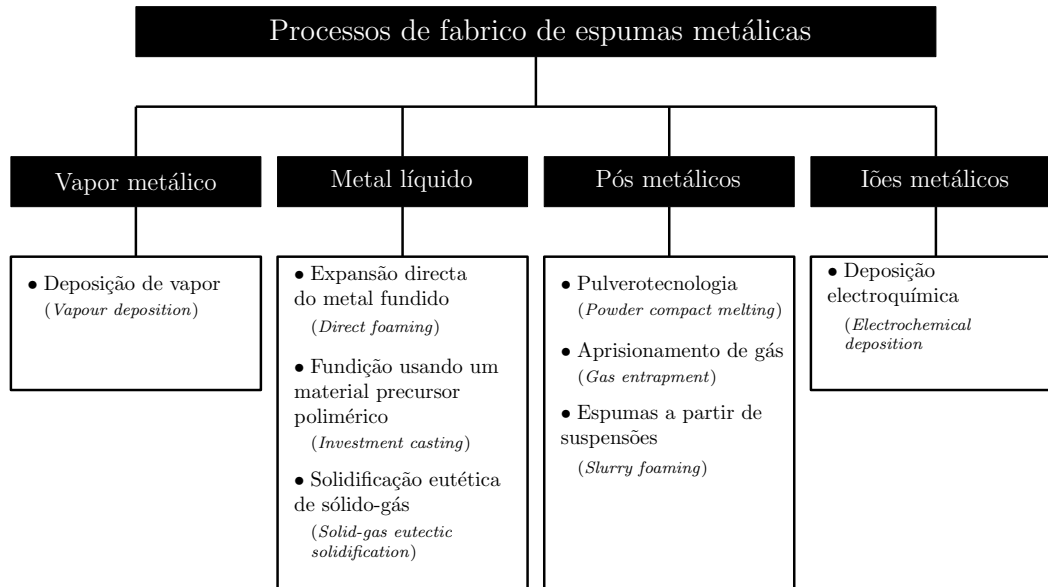


Figura 2.5: Processos de fabrico de espumas metálicas, divididos de acordo com o estado em que o metal de base é processado [Banhart, 2001].

industrialmente. Nas secções que se seguem, descrevem-se os processos de fabrico já implementados industrialmente e que permitem produzir um tipo específico de espuma metálica — as espumas de alumínio — quer de células fechadas quer de células abertas. Na figura 2.6 apresenta-se um gráfico onde se indicam as gamas de densidade relativa e dimensão média das células (com indicação do tipo de células obtidas em cada processo: abertas ou fechadas), correspondentes aos processos de fabrico descritos nas secções seguintes.

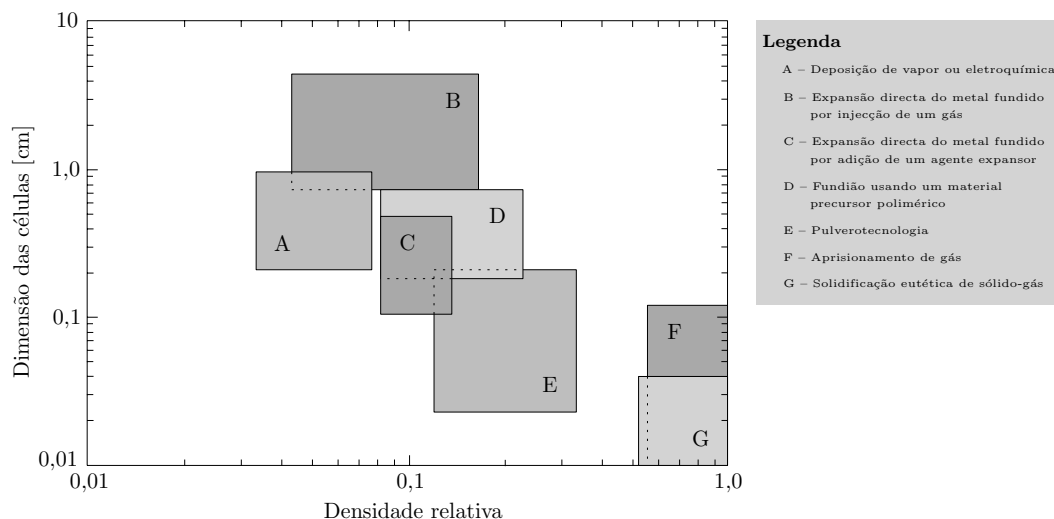


Figura 2.6: Gamas de densidade relativa e dimensão média das células das espumas de alumínio possíveis de obter por cada processo de fabrico (adaptado de [Ashby et al., 2000]).

As espumas metálicas podem ser obtidas a partir de metal fundido por métodos directos ou indirectos. No primeiro caso, é injectado gás directamente no interior do metal fundido (processo de fabrico descrito na secção 2.2.1) ou, então, é adicionado um agente expensor (processo de fabrico descrito na secção 2.2.2), que se decompõe termicamente libertando um

gás. No caso dos métodos indirectos, as espumas metálicas são obtidas a partir de espumas poliméricas (processo de fabrico descrito na secção 2.2.3) ou materiais sólidos de enchimento.

2.2.1 Expansão directa do metal fundido por injeção de um gás

Na figura 2.7 mostra-se esquematicamente o processo onde um gás é directamente injectado no metal fundido. Este processo foi inicialmente desenvolvido pelas empresas Alcan [Jin et al., 1990] (Alcan International Ltd., Ontário, Canadá) e Hydro [Ruch and Kirkevåg, 1991] (Hydro Aluminum, Oslo, Noruega). Actualmente, este processo é utilizado pela empresa Cymat Thechnologies (Mississauga, Ontário, Canadá), usando as patentes originalmente desenvolvidas pelas duas empresas referidas. A espuma de alumínio produzida por esta empresa tem o nome comercial *Stabilised Aluminium Foam* (SAF).

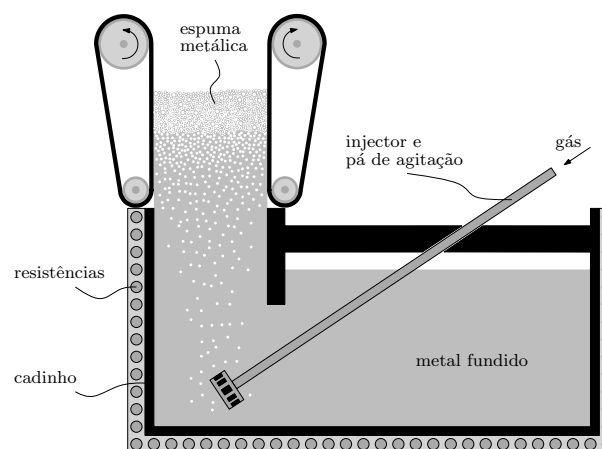


Figura 2.7: Representação esquemática do processo de fabrico de espumas metálicas por injeção directa de um gás no metal fundido (adaptado de [Banhart, 2001]).

Numa primeira etapa, o alumínio (ou liga de alumínio) é fundido. Em seguida, são introduzidas partículas cerâmicas para estabilizar e aumentar a sua viscosidade, sendo as mais usuais o óxido de magnésio (MgO), o carboneto de silício (SiC) ou a alumina (Al_2O_3). Para gerar a porosidade no seio do metal é, então, injectado um gás (ar, oxigénio, dióxido de carbono ou gases inertes), sob a forma de bolhas, através de um injector com uma hélice na sua extremidade, para que as bolhas se distribuam uniformemente. O *design* do injector, o caudal do gás e a velocidade de rotação da hélice são parâmetros do processo que se podem ajustar de maneira a obter poros com o tamanho médio pretendido. As partículas cerâmicas introduzidas anteriormente permitem controlar a viscosidade do metal fundido e, conseqüentemente, a velocidade de ascensão das bolhas até à sua superfície, e impedir que estas colapsem. Nesta fase temos uma massa espumosa semi-líquida na superfície do reservatório. Esta massa espumosa é extraída por intermédio de uma passadeira rolante, na qual se dá a solidificação e se obtém o produto final em forma de placas. A espuma de alumínio assim obtida tem porosidades cujos valores variam entre 80 e 98%, correspondendo a densidades entre 0,069 e 0,54 g/cm³, e tamanhos médios de célula entre 3 e 25 mm. A taxa de produção máxima é de cerca de 1000 kg/h e as placas têm dimensões normalizadas de 2,44 × 1,22 m, com três espessuras: 12,5, 25 e 42 mm. Na figura 2.8 mostra-se um conjunto de placas de Cymat SAF, obtidas por este processo.

A Cymat Thechnologies fez uma adaptação do processo descrito no parágrafo anterior,



Figura 2.8: Exemplos de placas de Cymat SAF (Stabilised Aluminium Foam) [Int, i].

usando o processo de fundição a baixa pressão⁷ para produzir componentes com geometrias complexas. A única alteração relativamente ao processo base consiste na substituição da etapa da extracção, através de um tapete rolante, pela injeção a baixa pressão da massa espumosa semi-líquida num molde com a geometria do componente a obter. A pressão é controlada de forma a permitir o completo preenchimento da cavidade do molde, mas sem destruir a estrutura celular da espuma durante a injeção.

Investigadores da empresa Hütte Klein-Reichenbach (HKB, Schwarzenau, Áustria) e do Light Metals Technologies Ranshofen (LKR, Ranshofen, Áustria) patentearam um novo processo de fabrico [Leitmeier et al., 2002] (*Integrated Nanostructure Control process*), optimizando o descrito nos parágrafos anteriores. Na figura 2.9, mostra-se esquematicamente o equipamento utilizado neste processo. A inovação está no injector de gás utilizado, que permite um controlo rigoroso da pressão e do caudal, obtendo-se assim espumas de alumínio com uma estrutura celular homogénea e com o tamanho de poros definido com exactidão, numa vasta gama de densidades. Além disso, uma vez que a espuma solidifica no interior de um molde, conseguem obter-se componentes com geometrias complexas. Estas espumas de alumínio são produzidas e comercializadas pela empresa HKB, com o nome METCOMB[®]. De acordo com os investigadores que desenvolveram este processo, as espumas de alumínio METCOMB[®] são as primeiras espumas de alumínio de células fechadas com estrutura celular homogénea. Na figura 2.10, apresentam-se dois blocos de METCOMB[®] com diferentes densidades e tamanhos de poros (ver figura 2.10a), onde se pode visualizar a homogeneidade da estrutura celular, e a aplicação destas espumas de alumínio em dois componentes para a indústria automóvel (ver figuras 2.10b e 2.10c).

2.2.2 Expansão directa do metal fundido por adição de um agente expensor

O processo onde um agente expensor é utilizado para gerar as bolhas é semelhante ao anterior. Neste caso, em vez da injeção de um gás é usado um agente expensor, normalmente o hidreto de titânio (TiH_2) ou hidreto de zircónio (ZrH_2). Para aumentar a viscosidade do metal fundido é usado o carboneto de cálcio (CaCO_3). A empresa que desenvolveu e comer-

⁷Em inglês este processo denomina-se *Low pressure casting*.

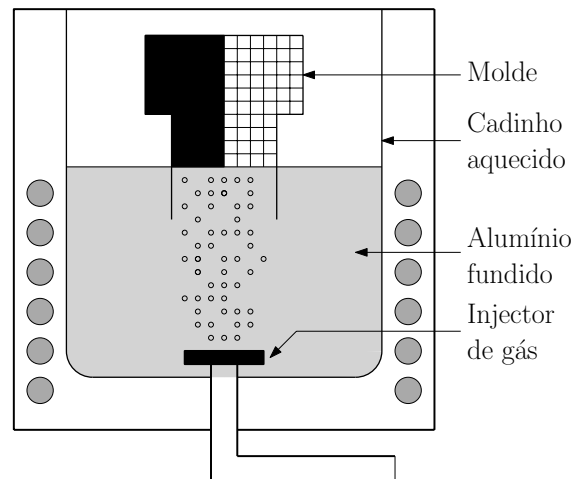


Figura 2.9: Equipamento utilizado para a produção das espumas de alumínio METCOMB® (adaptado de [Banhart, 2001]).

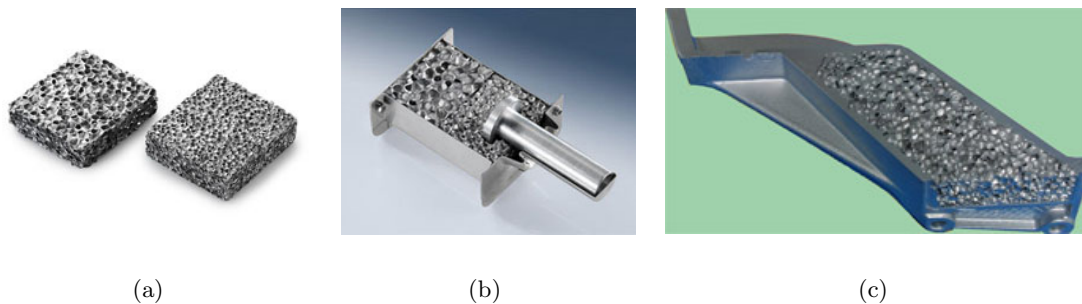


Figura 2.10: Espuma de alumínio METCOMB® [Int, n]: (a) blocos com diferentes densidades e tamanhos de poros, (b) barra de deformação e (c) estrutura compósita.

cializa espumas de alumínio produzidas por este processo é a Shinko Wire Company Ltd. As espumas produzidas por esta empresa têm o nome comercial ALPORAS®. A empresa GLEICH (Kaltenkirchen, Alemanha) é a distribuidora europeia destas espumas de alumínio.

Na figura 2.11 mostram-se esquematicamente as várias etapas deste processo. Em primeiro lugar, o carboneto de cálcio é adicionado ao alumínio fundido, aumentando assim a sua viscosidade. A segunda etapa consiste em adicionar o hidreto de titânio que, através de decomposição térmica, vai gerar bolhas de hidrogénio no interior do alumínio fundido e formar uma massa espumosa. Posteriormente, esta é arrefecida, dando origem à espuma de alumínio. A espuma de alumínio é produzida em blocos com dimensões e um peso de aproximadamente $400 \times 700 \times 2000$ mm e 160 kg, respectivamente. Os blocos são depois cortados em fatias, com densidades entre 0,18 e 0,30 g/cm³, correspondendo a tamanhos médios de célula entre 2 e 10 mm. A estrutura celular das espumas de alumínio ALPORAS®, obtidas por este processo, pode ser vista na figura 2.12.

2.2.3 Fundição usando um material precursor polimérico

O processo de fundição usando um material precursor polimérico tem como ponto de partida a escolha de uma espuma polimérica de células abertas com a densidade e tamanho de poros

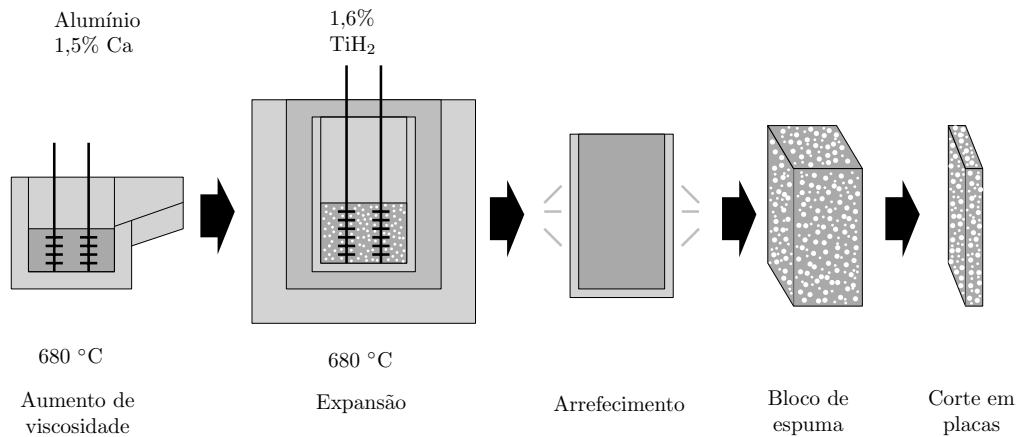


Figura 2.11: Representação esquemática das etapas do processo de fabricação de espumas de alumínio por adição de um agente expensor ao metal fundido (adaptado de [Banhart, 2001]).

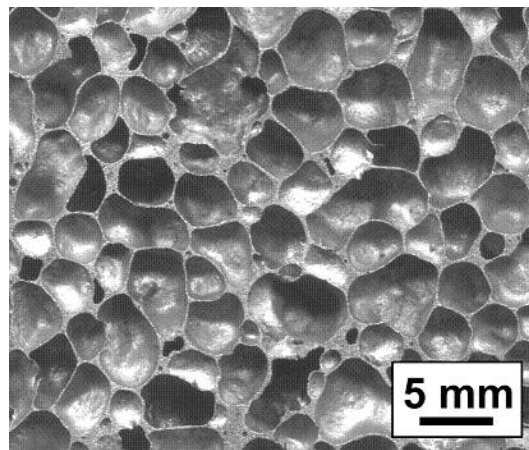


Figura 2.12: Exemplo de estrutura celular da espuma de alumínio ALPORAS® [Int, a].

pretendidos. Na figura 2.13 mostram-se esquematicamente as várias etapas deste processo.

A primeira etapa consiste em construir um molde onde será injectado o metal fundido. Para tal, as células da espuma polimérica são preenchidas com um material cerâmico resistente ao calor e resultante da mistura de, por exemplo, mulite, resina fenólica e carboneto de cálcio, que depois é curada, de modo a obter um molde semelhante aos usados no processo tradicional de fundição. De seguida, a espuma polimérica é retirada através de um tratamento térmico, ficando somente o molde de material cerâmico. O metal fundido é, então, injectado e, por último, o material correspondente ao molde é retirado. Deste modo, obtém-se uma espuma metálica (de células abertas) exactamente igual à espuma polimérica usada como precursor.

A empresa ERG Materials and Aerospace (Oakland, Estados Unidos da América) utiliza este processo de fabricação para produzir as espumas de alumínio de células abertas com o nome comercial Duocel®. Estas espumas têm poros com dimensões que variam entre, aproximadamente, 2 e 16 poros/cm. A gama de densidades relativas e porosidades varia entre 3 e 12%, e 80 e 97%, respectivamente. O tamanho dos poros pode ser controlado independentemente da densidade. As ligas de alumínio normalmente utilizadas são a 6061 e a A356. Na figura 2.14 podem ver-se exemplos de duas aplicações das espumas Duocel®, nomeadamente um absorvedor de energia de impacto (figura 2.14a) e um permutador de calor (figura 2.14b).

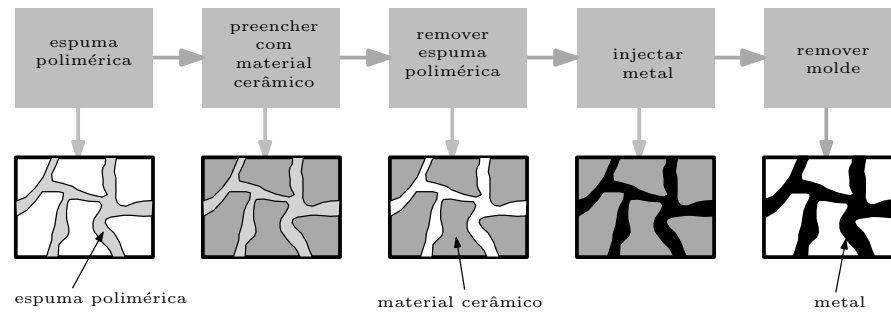


Figura 2.13: Representação esquemática das etapas do processo de fabricação de espumas metálicas por fundição, usando um material precursor polimérico (adaptado de [Banhart, 2001]).

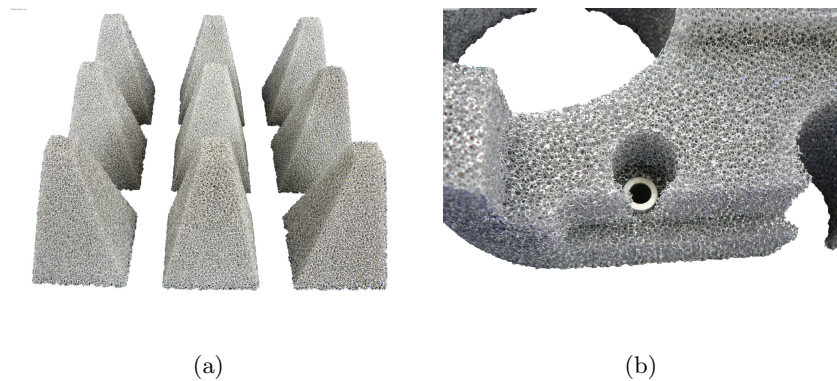


Figura 2.14: Exemplos de componentes feitos em Duocel® [Int, j]: (a) absorvedor de energia de impacto e (b) detalhe de permutador de calor.

2.2.4 Pulverotecnologia

O processo de produção de espumas de alumínio por pulverotecnologia pode dividir-se em duas etapas: (i) o fabrico do material precursor e (ii) a obtenção da espuma de alumínio. Na primeira etapa, procede-se à compactação de uma mistura de pós de metal ou de uma liga metálica com um agente expensor apropriado, dando origem a um produto denso, denominado material precursor. Na operação de mistura de pós é necessário ter alguns cuidados, nomeadamente no que diz respeito à distribuição uniforme do agente expensor na mistura e à ausência de porosidade no material precursor. A compactação pode efectuar-se usando diversos processos, tais como a prensagem unidireccional ou isostática a quente, a extrusão ou a laminagem. O nome deste processo deriva desta primeira etapa. Numa segunda etapa, o material precursor é aquecido até uma temperatura acima da temperatura de fusão do metal, originando a decomposição térmica do agente expensor e a consequente formação de bolhas de gás, que provocam a expansão do material precursor. Após esta etapa de expansão procede-se ao arrefecimento rápido, obtendo assim uma espuma de alumínio de células fechadas. Na figura 2.15 apresenta-se, esquematicamente, este processo.

O metal mais utilizado neste processo é o alumínio e as suas ligas (por exemplo, AlMg1Si0,6, AlSi10, AlSi7Mg e AlSi12). No entanto, outros metais tais como, por exemplo, o zinco, o chumbo, o estanho ou o ouro, também poderão ser usados. No caso do alumínio e das suas



Figura 2.15: Representação esquemática das etapas do processo de fabrico denominado por pulverotecnologia (adaptado de [Banhart, 2001]).

ligas, os agentes expansores mais comuns são, mais uma vez, o hidreto de titânio (TiH_2) ou de zircónio (ZrH_2). As espumas de alumínio obtidas por este processo têm densidades entre 0,4 e 0,9 g/cm^3 , aproximadamente. Esta técnica permite o fabrico de componentes com geometrias complexas, sendo necessário para isso que o processo de expansão ocorra no interior de um molde com a forma pretendida.

O Fraunhofer Institute for Manufacturing and Advanced Materials (IFAM, Bremen, Alemanha), a LKR (Randshofen, Áustria) e a NEUMAN Aluminium (Marktl, Áustria) foram os grupos que, inicialmente, desenvolveram este processo. As espumas de alumínio produzidas através deste processo são comercializadas, ainda que em pequena escala, pelo IFAM, com o nome comercial FOAMINAL[®] e pela empresa Alulight[®] International, com o nome comercial Alulight[®]. Na figura 2.16 apresentam-se alguns componentes com geometria complexa produzidos com espumas de alumínio FOAMINAL[®] (figura 2.16a) e Alulight[®] (figura 2.16b).

2.3 Estrutura celular

A caracterização da estrutura celular e sua influência no comportamento mecânico das espumas metálicas tem sido objecto de estudo para muitos investigadores ([Gibson and Ashby, 1997], [Simone and Gibson, 1998b], [Grenestedt, 1998], [Grenestedt and Tanaka, 1998], [Miyoshi et al., 1999], [Grenestedt and Bassinet, 2000], [Miyoshi et al., 2000], [Degischer and Kriszt, 2002], [Jeon and Asahina, 2005], [Jeon et al., 2009]).

Como foi referido anteriormente, o processo de fabrico utilizado influencia determinante-mente a arquitectura da estrutura celular das espumas metálicas, nomeadamente das espumas de alumínio. No estado de desenvolvimento actual da maioria dos processos de fabrico, alguns dos quais foram já descritos na secção 2.2, as espumas metálicas obtidas têm uma estrutura celular bastante heterogénea, o que torna difícil a caracterização estrutural destes materiais. A lista de parâmetros que permite fazer a sua caracterização estrutural é extensa e nem sempre é possível obter valores para todos. Na tabela 2.1 (adaptada de [Degischer and Kriszt, 2002]) apresentam-se os principais parâmetros divididos em três categorias: arquitectura ce-

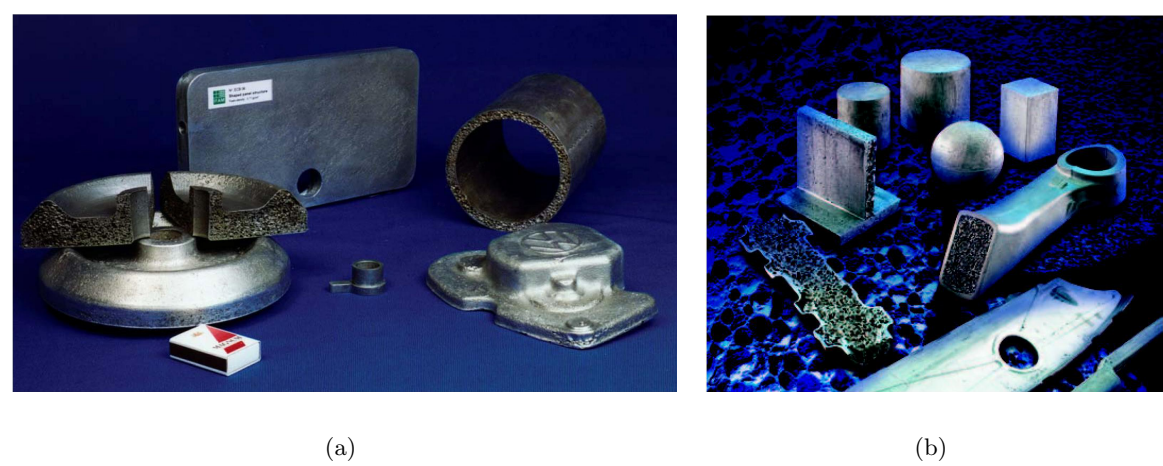


Figura 2.16: Exemplos de componentes com geometrias complexas produzidos em espumas (a) FOAMINAL® [Int, k] e (b) Alulight®.

lular, poros e esqueleto metálico (tendo em conta que a arquitectura celular é definida pela soma dos poros e do esqueleto metálico).

Tabela 2.1: Lista de parâmetros para caracterização estrutural das espumas metálicas.

Arquitectura celular	Poros	Esqueleto metálico
<ul style="list-style-type: none">• Células abertas ou fechadas• Disposição celular regular ou estocástica	<ul style="list-style-type: none">• Fracção volúmica• Forma• Factor de forma• Dimensão• Orientação	<ul style="list-style-type: none">• Espessura das paredes e/ou das arestas celulares• Ondulação e rugosidade das paredes celulares• Microestrutura• Defeitos

2.3.1 Arquitectura celular

De acordo com a arquitectura celular, as espumas metálicas podem ser divididas nos dois seguintes grupos: as espumas metálicas de células abertas e as de células fechadas. Dentro de cada um destes grupos pode ter-se uma distribuição de células regular ou estocástica. Um exemplo de um material celular metálico com distribuição regular das células são as estruturas do tipo favo de mel⁸. Na secção 2.1, aquando da definição de um material celular sólido explica-se a diferença entre uma arquitectura de células abertas e uma de células fechadas. Para caracterizar a arquitectura celular é necessário caracterizar quer os poros quer o esqueleto metálico.

Daqui em diante serão apresentadas unicamente as propriedades das espumas de células fechadas e com distribuição celular estocástica, visto serem estas o objecto de investigação neste trabalho.

⁸O termo em língua inglesa é *honeycomb*.

2.3.2 Poros

Para caracterizar os poros de uma espuma metálica são utilizados dois grupos de propriedades: geométricas e topológicas. O primeiro grupo é composto por parâmetros geométricos, tais como a forma, a dimensão e a orientação. As propriedades topológicas estão relacionadas com a distribuição espacial dos poros e o tipo de ligação com os poros vizinhos. Na figura 2.17 apresenta-se a estrutura celular característica de uma espuma metálica de células fechadas. A grande heterogeneidade que se verifica em relação a todos os parâmetros geométricos e topológicos é comum à maioria das espumas metálicas.

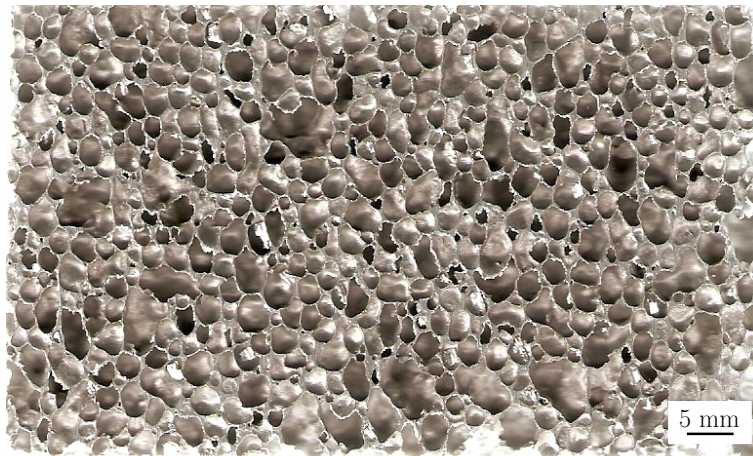


Figura 2.17: Exemplo da estrutura celular das espumas metálicas de células fechadas: face de uma placa de ALPORAS®.

2.3.3 Esqueleto metálico

O esqueleto metálico das espumas metálicas é composto por arestas, faces/paredes e nós/vértices. O número de parâmetros que pode ser utilizado para o caracterizar é muito grande. Alguns deles já foram apresentados na tabela 2.1. Outros, muito comuns, são:

- o número de nós, de arestas e de paredes por célula;
- o volume de metal nos nós, nas arestas e nas paredes;
- o comprimento, a espessura e a curvatura das arestas;
- o número de arestas por nó (conectividade das arestas) e o número de paredes por aresta (conectividade das paredes).

Na figura 2.18 apresentam-se dois exemplos de visualização ao microscópio dos nós, arestas e paredes do esqueleto metálico de espumas metálicas de células fechadas. Através deste tipo de imagem podem analisar-se os parâmetros referidos no parágrafo anterior, assim como outro aspecto muito importante na caracterização do esqueleto metálico: os defeitos ou imperfeições. Os defeitos geométricos estão relacionados com o desvio da geometria das células relativamente aos poliedros ideais. Outras imperfeições comuns são a curvatura e variação da espessura das arestas e paredes celulares, rugosidade nas paredes, paredes fracturadas e microporos nas arestas junto aos nós (figura 2.18). A formação de microporos deve-se a fenómenos que ocorrem aquando da fase de solidificação do metal nos nós (efeito de Plateau), onde se localiza um maior volume deste.

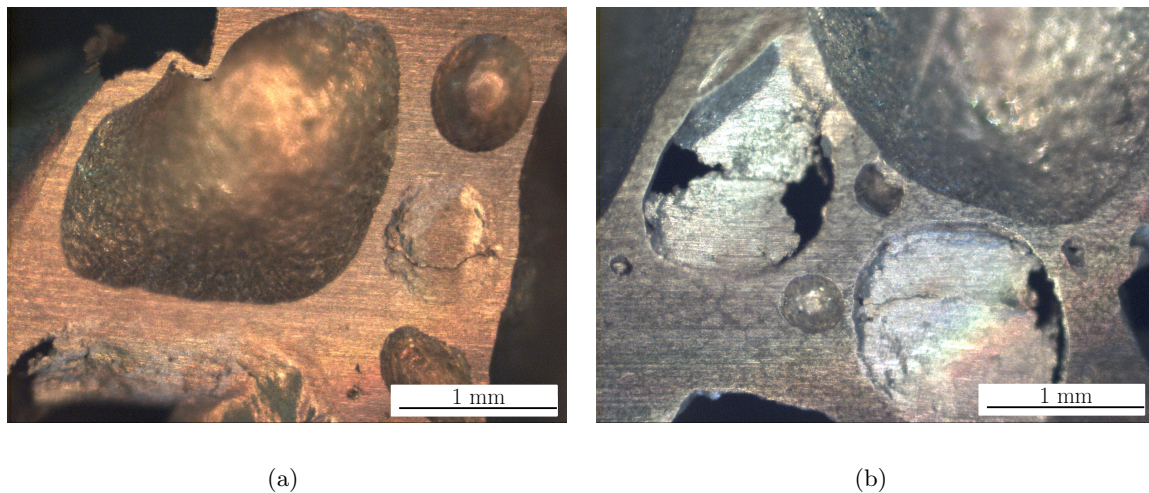


Figura 2.18: Imagens de observação ao microscópio óptico da estrutura celular de uma espuma metálica de células fechadas.

A microestrutura do metal ou liga metálica também influencia bastante as propriedades das espumas metálicas. Na secção 2.2, onde se apresentaram alguns processos de fabrico de espumas metálicas, referiu-se que em alguns deles se utilizam agentes expansores (e.g. TiH_2) e compostos para aumentar a viscosidade (e.g. CaCO_3). A formação de compostos intermetálicos durante o processo de fabrico origina alterações na composição química da liga metálica final e, conseqüentemente, pode alterar algumas propriedades das espumas metálicas obtidas. Por este motivo, a caracterização da microestrutura é fundamental para determinar as propriedades destes materiais.

2.4 Propriedades

As propriedades das espumas metálicas dependem de dois factores principais: das propriedades do material das paredes e/ou arestas das células (doravante designado por material base), neste caso o alumínio ou as suas ligas, e da estrutura celular. Algumas propriedades do material base mantêm-se inalteradas quando este é transformado numa espuma metálica. Exemplo destas propriedades são, por exemplo, a temperatura de fusão e o coeficiente de expansão térmica. No entanto, outras variam linear ou não-linearmente com a densidade das espumas metálicas, como, por exemplo, a capacidade calorífica, as condutividades térmica e eléctrica, a rigidez e a resistência mecânica. A arquitectura da estrutura celular das espumas metálicas depende, essencialmente, do processo de fabrico utilizado para a sua produção. Esta e a densidade (ou densidade relativa) são os factores que têm mais influência nas propriedades das espumas metálicas.

Nesta secção faz-se a descrição das principais propriedades mecânicas, térmicas e acústicas das espumas de alumínio. A densidade (ou densidade relativa) é a propriedade mais importante neste tipo de materiais e muitas das propriedades mecânicas têm uma dependência directa desta.

2.4.1 Densidade

As propriedades das espumas metálicas dependem, em grande medida, da sua densidade ou densidade relativa (ver secção 2.1). Gibson and Ashby [1997] apresentam expressões analíticas, derivadas das propriedades estruturais, com as quais é possível determinar, aproximadamente, a densidade relativa das espumas de células fechadas. Na expressão

$$\frac{\rho}{\rho_s} = C \left(\frac{t}{l} \right) \quad (2.1)$$

l e t são o comprimento do lado e a espessura das faces/paredes celulares, com $t \ll l$. C é uma constante que depende da forma das células. Para espumas com densidades relativas $\rho/\rho_s > 0,2$ a expressão 2.1 sobrestima o valor da densidade, sendo substituída nestes casos pela expressão

$$\frac{\rho}{\rho_s} = C\alpha - D\alpha^2 - E\alpha^3 \quad (2.2)$$

em que $\alpha = \frac{t}{l}$, C , D e E são factores de correcção. Gibson and Ashby [1997] apresentam ainda expressões para determinar a densidade relativa de espumas de células fechadas, considerando a forma das células igual a diversos poliedros regulares e não-regulares. Para espumas de células fechadas, considerando as células com a forma de tetradecaedros⁹, por exemplo, a expressão para determinar a densidade relativa é

$$\frac{\rho}{\rho_s} = 1,18 \left(\frac{t}{l} \right). \quad (2.3)$$

Na secção seguinte apresentam-se expressões para determinar diversas propriedades mecânicas das espumas metálicas em função da densidade relativa.

2.4.2 Propriedades mecânicas

As propriedades mecânicas das espumas metálicas dependem, em grande medida, da estrutura celular e da densidade ou densidade relativa, apresentadas anteriormente. Na tabela 2.2 apresentam-se as principais propriedades mecânicas de algumas espumas de alumínio, três de células fechadas e uma de células abertas. Aqui, tal como nas secções anteriores, serão unicamente apresentadas propriedades mecânicas de espumas metálicas de células fechadas.

Comportamento em compressão e em tracção

As espumas metálicas de células fechadas apresentam um comportamento significativamente diferente em compressão e tracção. Na figura 2.19 apresentam-se as curvas tensão-deformação em tracção e compressão típicas de espumas metálicas, cujo material base apresenta um comportamento dúctil, como é o caso das espumas de alumínio.

Em compressão, a curva exhibe três zonas distintas: (i) zona linear-elástica, (ii) zona de patamar e (iii) zona de densificação. A zona linear-elástica é definida, para espumas metálicas com comportamento isotrópico, pelo módulo de Young, E , pelo coeficiente de Poisson, ν , e pela tensão de cedência, σ_y^c . Os mecanismos de deformação predominantes são por flexão e alongamento ou contração das arestas, e por flexão e alongamento das paredes celulares.

⁹Com valores médios, por célula, do número de arestas por face, do número de faces, do número de faces que intersectam uma aresta e do número de arestas que intersectam um vértice iguais a 5,14, 14, 3 e 4, respectivamente.

Tabela 2.2: Propriedades mecânicas de algumas espumas de alumínio (adaptado de [Ashby et al., 2000]).

Propriedade	Símbolo	Unidade	Cymat SAF	Alulight	Alporas	Duocel
Material	–	–	Al-SiC	Al	Al	Al
Estrutura	–	–	células fechadas	células fechadas	células fechadas	células abertas
Densidade	ρ	kg/m ³	70–560	300–1000	200–250	160–250
Densidade relativa	ρ/ρ_s	–	0,02–0,20	0,10–0,35	0,08–0,10	0,05–0,10
Módulo de Young	E	GPa	0,02–2,0	1,7–12,0	0,4–1,0	0,06–0,3
Módulo de corte	G	GPa	0,001–1,0	0,6–5,2	0,3–0,35	0,02–0,1
Coefficiente de Poisson	ν	–	0,31–0,34			
Tensão de cedência em compressão	σ_y^c	MPa	0,04–7,0	1,9–14,0	1,3–1,7	0,9–3,0
Tensão de cedência em tracção	σ_y^t	MPa	0,04–7,0	2,0–20,0	1,6–1,8	0,9–2,7
Resistência à tracção	σ_u^t	MPa	0,05–8,5	2,2–30	1,6–1,9	1,9–3,5
Deformação de densificação	ε_D	–	0,9–0,6	0,8–0,4	0,82–0,7	0,9–0,8

A zona de patamar, a mais extensa das três, é definida pela tensão de patamar, σ_{pl}^{10} , e caracteriza-se pelo aumento da deformação, até valores elevados, a uma tensão sensivelmente constante. O patamar deve-se ao colapso das células através da formação de dobras e/ou da fractura frágil nas paredes celulares. A zona de densificação considera-se para valores de deformação superiores à deformação de densificação, ε_D , na qual, devido ao quase total colapso das células, as paredes celulares começam a entrar em contacto, verificando-se um rápido aumento da tensão.

Em tracção, tal como em compressão, há uma zona inicial de comportamento linear-elástico, na qual se verificam os mesmos mecanismos de deformação. Após ser atingida a tensão de cedência, σ_y^t , começam a formar-se pequenas fendas nas arestas e paredes mais frágeis da estrutura celular. Com o aumento da deformação, desenvolve-se uma zona na qual se concentra toda a deformação e ocorre o processo de fractura. Nesta última etapa do processo de fractura verifica-se uma diminuição da tensão — zona entre a deformação correspondente à tensão máxima (σ_u^t), ε_u^t , e a deformação de ruptura, ε_f^t . Na figura 2.20 apresentam-se de uma forma esquemática os mecanismos de deformação celular quer em tracção quer em compressão, descritos neste parágrafo e no anterior.

Apesar da grande complexidade e heterogeneidade da estrutura celular da generalidade das espumas metálicas, alguns investigadores têm-se dedicado ao estudo dos mecanismos de deformação que ocorrem nos materiais celulares sólidos, quando sujeitos a diferentes tipos de carregamentos (tracção, compressão, corte, *etc.*).

Gibson and Ashby [1997] desenvolveram um conjunto de expressões para estimar os valores de algumas propriedades mecânicas dos materiais celulares sólidos, utilizando para isso modelos geométricos baseados em poliedros regulares, nomeadamente considerando células

¹⁰O termo técnico mais utilizado pela comunidade científica é *plateau stress*.

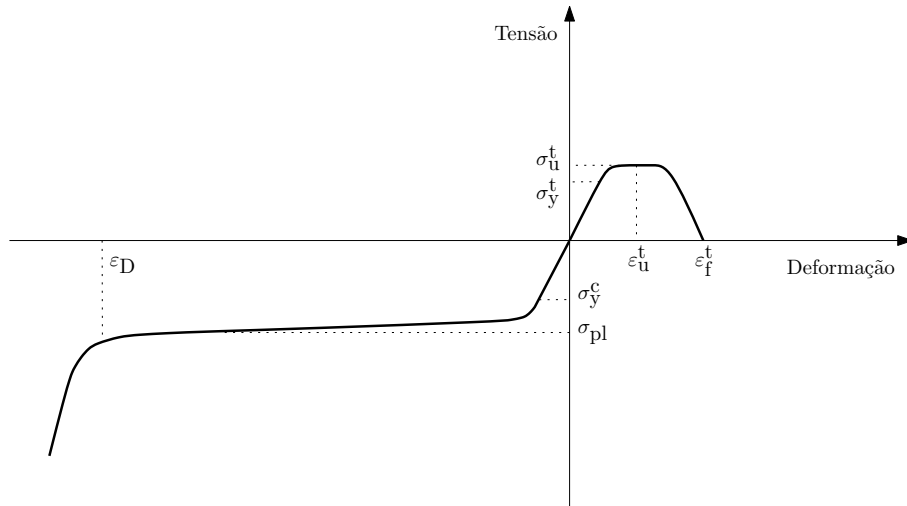


Figura 2.19: Curvas tensão-deformação, em tracção e compressão, características das espuma metálicas.

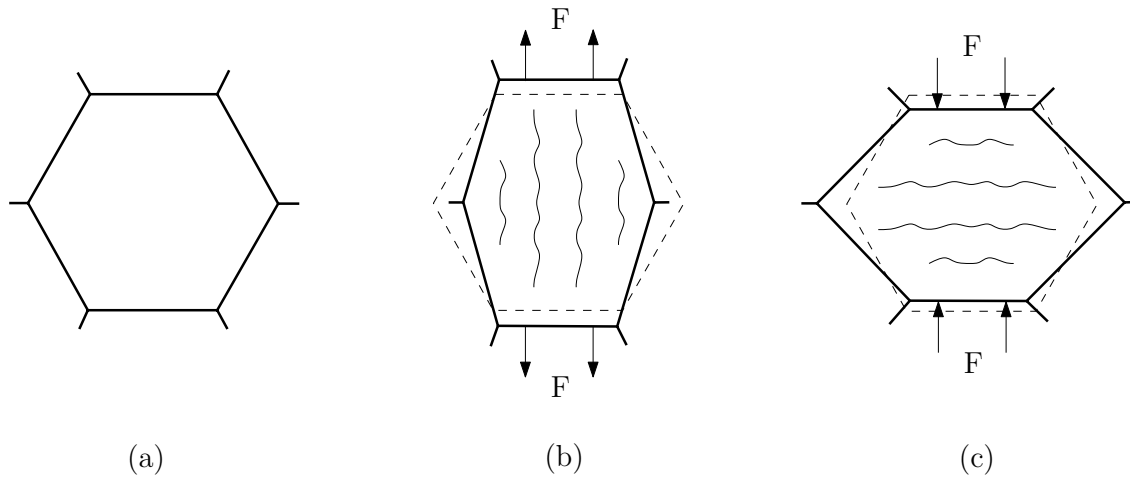


Figura 2.20: Mecanismos de deformação celular: (a) célula não-deformada, (b) deformação em tracção e (c) deformação em compressão.

com forma cúbica, no caso das espumas sólidas. Estas expressões foram obtidas considerando os mecanismos de deformação observados neste tipo de materiais (utilizando a teoria de vigas) e leis de escala (visto serem utilizados modelos geométricos simplificados para representar a complexa estrutura celular destes materiais). Os parâmetros presentes nestas expressões estão relacionados com a estrutura celular e com as propriedades do material base. Quanto à estrutura celular, foram considerados a densidade relativa (ρ/ρ_s) e o tipo de células (abertas ou fechadas). As propriedades do material base (todas referenciadas com o índice s) utilizadas foram a densidade, ρ_s , o módulo de Young, E_s , e a tensão de cedência, σ_{ys} . Nas expressões correspondentes às espumas sólidas de células fechadas foi ainda considerado o efeito do gás no interior das células, através da sua pressão inicial (antes do carregamento), p_0 , e a fracção de material nas arestas, Φ (a restante fracção de material, $(1 - \Phi)$, corresponde ao material nas faces). No entanto, a pressão inicial no interior das células de espumas metálicas é aproximadamente igual à pressão atmosférica, p_{at} .

O módulo de Young, E , pode ser estimado pela expressão resultante da soma das contri-

buições da flexão das arestas e das faces, das tensões de membrana nas faces e da compressão do fluido no interior das células, isto é,

$$\frac{E}{E_s} \approx \Phi^2 \left(\frac{\rho}{\rho_s} \right)^2 + (1 - \Phi) \frac{\rho}{\rho_s} + \frac{p_0(1 - 2\nu)}{E_s(1 - \rho/\rho_s)} \quad (2.4)$$

em que ν é o coeficiente de Poisson da espuma considerada, o qual se considera ser constante $\nu \approx \frac{1}{3}$.

A expressão que permite estimar a tensão de cedência em compressão, σ_y^c , é

$$\frac{\sigma_y^c}{\sigma_{ys}} \approx 0,3 \left(\Phi \frac{\rho}{\rho_s} \right)^{3/2} + (1 - \Phi) \frac{\rho}{\rho_s} + \frac{p_0 - p_{at}}{\sigma_{ys}}. \quad (2.5)$$

A deformação de densificação, ε_D , é dada pela seguinte expressão, que depende unicamente da densidade relativa da espuma:

$$\varepsilon_D = 1 - \alpha \left(\frac{\rho}{\rho_s} \right). \quad (2.6)$$

em que α varia entre 1,4 e 2, normalmente, sendo o valor mais comum $\alpha = 1,5$ [Ashby et al., 2000].

De notar que só são apresentadas as expressões para espumas sólidas de células fechadas e considerando que o carregamento é em compressão. Em tracção, de acordo com Gibson and Ashby [1997] e com Degischer and Kriszt [2002], os valores do módulo de Young e do coeficiente de Poisson são iguais aos seus homólogos em compressão, e o valor da tensão máxima (em tracção, σ_u^t) é semelhante ao valor da tensão de patamar (em compressão, σ_{pl}). No entanto, Ashby et al. [2000] referem que o módulo de Young em tracção é cerca de 10% superior ao seu homólogo em compressão.

Capacidade de absorção de energia

As espumas metálicas, devido à sua baixa densidade e ao longo patamar característico da curva tensão-deformação em compressão, têm uma boa capacidade de absorção de energia de impacto e uma boa eficiência na absorção de energia. Na figura 2.21 apresenta-se uma curva tensão-deformação genérica em compressão, característica das espumas metálicas.

A energia absorvida por unidade de volume, E_V , no intervalo de deformação entre ε_1 e ε_2 corresponde à área assinalada a sombreado, ou seja à área abaixo da curva tensão-deformação. Matematicamente, esta energia determina-se através do integral

$$E_V = \int_{\varepsilon_1}^{\varepsilon_2} \sigma(\varepsilon) d\varepsilon. \quad (2.7)$$

A eficiência na absorção de energia, η , é o rácio entre a energia absorvida pelo material real e a energia absorvida por um material ideal, num determinado intervalo de deformação, isto é,

$$\eta = \frac{1}{\sigma_2(\varepsilon_2 - \varepsilon_1)} \int_{\varepsilon_1}^{\varepsilon_2} \sigma(\varepsilon) d\varepsilon. \quad (2.8)$$

As espumas de alumínio apresentam valores de eficiência na absorção de energia bastante elevados visto que a sua curva tensão-deformação é muito semelhante à curva de um material ideal para absorção de energia [Degischer and Kriszt, 2002].

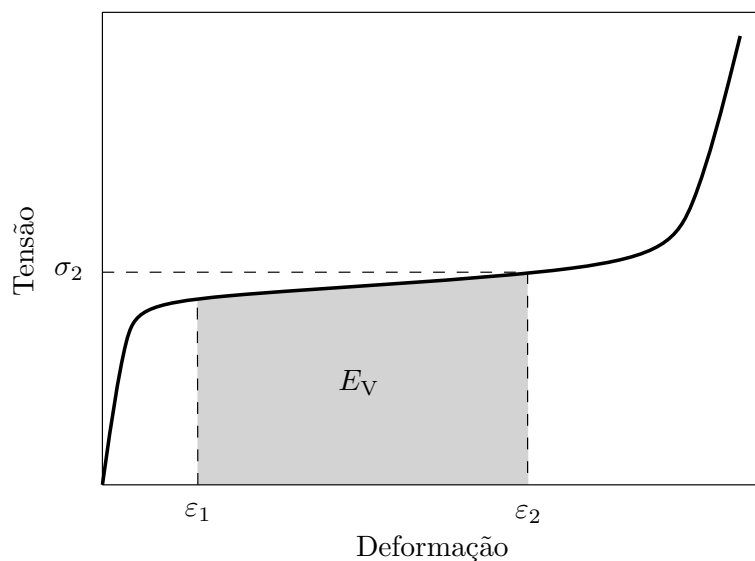


Figura 2.21: Energia absorvida por um material real e por um material ideal, num determinado intervalo de deformação.

2.4.3 Propriedades térmicas

A maioria das propriedades térmicas das espumas de alumínio são semelhantes às do respectivo material base, no entanto algumas dependem da estrutura celular. As propriedades térmicas mais relevantes neste tipo de materiais são a temperatura de fusão, o calor específico, o coeficiente de expansão térmica, a condutividade térmica e a difusividade térmica. Na tabela 2.3 apresentam-se os valores de algumas destas propriedades térmicas de quatro espumas de alumínio.

Tabela 2.3: Propriedades térmicas de algumas espumas de alumínio (adaptado de [Ashby et al., 2000]).

Propriedade	Símbolo	Unidade	Cymat SAF	Alulight	Alporas	Duocel
Material	–	–	Al-SiC	Al	Al	Al
Estrutura	–	–	células fechadas	células fechadas	células fechadas	células abertas
Temperatura de fusão	T_f	K	830-910	840-850	910-920	830-920
Temperatura de serviço máxima	T_{max}	K	500-530	400-430	400-420	380-420
Calor específico	C_P	J/kg.K	830-870	910-920	830-870	850-950
Condutividade térmica	λ	W/m.K	0,3-10	3,0-35	3,5-4,5	6,0-11
Coeficiente de expansão térmica	α	$\times 10^{-6}/K$	19-21	19-23	21-23	22-24

A formação superficial de uma camada de óxido é uma característica do alumínio e, consequentemente, das espumas de alumínio. Esta pode originar variações ligeiras nas proprie-

dades térmicas das espumas, relativamente ao material base correspondente. A temperatura de fusão tem valores muito próximos da do material base. Contudo, se a camada superficial de óxido for suficientemente espessa, com o aumento da porosidade e a diminuição da dimensão das células, e consequente aumento da superfície exposta, podem verificar-se ligeiras variações na temperatura de fusão. Deste modo, a estrutura celular poderá suportar temperaturas acima da temperatura de fusão do material base.

O calor específico e o coeficiente de expansão térmica também têm valores próximos dos do material base. Porém, se considerarmos o calor específico por unidade de volume, este será significativamente inferior ao do material base, o que torna as espumas de alumínio um material interessante para aplicações onde a baixa capacidade térmica seja um requisito.

Em regime estacionário, a condução de calor é caracterizada pela condutividade térmica e, em regime transitório, pela difusividade térmica. A condutividade térmica das espumas de alumínio é significativamente inferior à do material base e depende da densidade relativa, podendo ser expressa através da seguinte lei de potência:

$$\frac{\lambda}{\lambda_s} = \left(\frac{\rho}{\rho_s} \right)^b \quad (2.9)$$

em que λ , λ_s são as condutividades térmicas da espuma de alumínio e do material base, respectivamente, e b é o expoente crítico para a condução de calor. De acordo com Ashby et al. [2000], para as espumas metálicas, este expoente varia entre 1,65 e 1,8. Tal como no alumínio (ou ligas de alumínio), a condutividade térmica das espumas de alumínio aumenta com a temperatura. A difusividade térmica, α , defini-se pela relação

$$\alpha = \frac{\lambda}{\rho C_p} \quad (2.10)$$

em que ρ e C_p são a densidade e o calor específico da espuma de alumínio, respectivamente. As espumas de alumínio tem maior difusividade térmica do que o respectivo material base.

2.4.4 Propriedades acústicas

As espumas de alumínio, especialmente as de células fechadas, não apresentam as melhores propriedades no que diz respeito à atenuação ou controlo de ruído. No entanto, poderão ter algumas vantagens relativamente aos materiais normalmente usados para este fim, nomeadamente: maior rigidez, o facto de não libertarem gases tóxicos quando sujeitas a elevadas temperaturas, maior resistência ao fogo e o facto de serem recicláveis.

Na selecção de uma material para atenuação do ruído num determinado espaço físico podem considerar-se três situações distintas:

- material para isolamento acústico: quando o som vem do exterior;
- material para absorção acústica: quando o som é gerado no interior;
- material para amortecimento: quando um determinado componente ou estrutura é sujeita a excitações externas através de ondas sonoras ou vibrações mecânicas.

O desempenho de um material para isolamento acústico pode medir-se através do índice de redução sonora, que corresponde ao rácio entre a intensidade do som transmitido e incidente, e depende da frequência. Este índice é controlado por vários mecanismos, cada um dos quais actuando numa gama de frequências. Para frequências muito baixas é controlado pela rigidez. Na gama de frequências mais importante relativamente ao isolamento acústico, o

índice é controlado pela massa, aumentando com o aumento da massa. Portanto, a utilização de espumas de alumínio como material para isolamento acústico fica restringida a frequências muito baixas, devido à sua excelente relação rigidez-peso e baixa densidade.

O coeficiente de absorção sonora, que corresponde ao rácio entre a intensidade do som não-reflectido numa superfície e a intensidade do som incidente, é o parâmetro utilizado para medir a capacidade de um material para absorção acústica. Os valores deste coeficiente para as espumas de alumínio são baixos, principalmente para as de células fechadas. Mesmo no caso das espumas de alumínio de células abertas só se atingem valores interessantes para frequências mais elevadas, normalmente acima de 1 kHz. No entanto, é possível aumentar os valores deste coeficiente nas espumas de alumínio de células fechadas, aumentando o número de defeitos/imperfeições na sua estrutura celular, por forma a diminuir a reflexão do som.

Por fim, o amortecimento pode ser caracterizado pelo coeficiente de amortecimento, η . Para materiais com baixo amortecimento, utiliza-se o método da taxa de decaimento, no qual este coeficiente é calculado a partir do decaimento da amplitude de vibração, D (em dB), à frequência de ressonância, f_n , após interrupção instantânea da força excitadora, isto é,

$$\eta = 0,0366D/f_n. \quad (2.11)$$

Nas espumas de alumínio, o amortecimento, ou seja, a conversão da energia de vibração em calor, dá-se pela vibração das paredes celulares e pela fricção das superfícies das fissuras. Deste modo, pode aumentar-se o coeficiente de amortecimento destes materiais quer diminuindo a espessura das paredes celulares quer aumentando o número de imperfeições na estrutura celular. De realçar que as espumas de alumínio apresentam valores do coeficiente de amortecimento pelo menos uma ordem de grandeza superiores aos dos materiais metálicos convencionais.

2.5 Aplicações

O interesse nas espumas de alumínio para aplicações em diferentes áreas tem vindo a aumentar à medida que os processos de fabrico permitem obter espumas de melhor qualidade (estrutura celular mais homogénea e reproductibilidade das propriedades), em grande escala e a custos mais baixos. A utilização das espumas de alumínio numa determinada aplicação depende de vários factores, de entre os quais se destacam:

- o tipo de estrutura celular: de células abertas ou fechadas;
- o processo de fabrico: possibilidade (ou não) de produzir componentes com geometrias complexas e em grande escala, e gama de densidades ou porosidades possíveis;
- o custo.

O facto de serem um material relativamente novo e com propriedades ainda não perfeitamente conhecidas, tem adiado a massificação da utilização de espumas metálicas em aplicações industriais. Na figura 2.22 mostram-se várias áreas de aplicação das espumas metálicas. A opção pelas espumas metálicas, em detrimento de materiais mais convencionais e de menor custo, tem vantagem quando a aplicação em causa requer várias propriedades em simultâneo (dupla funcionalidade ou multifuncionalidade) tais como, por exemplo, boa capacidade de absorção de energia em conjunto com baixo peso e capacidade de amortecimento de vibrações.

Na figura 2.23 apresentam-se algumas aplicações das espumas de alumínio agrupadas de acordo com o tipo de estrutura celular e o tipo de aplicação. Quanto ao tipo de aplicação

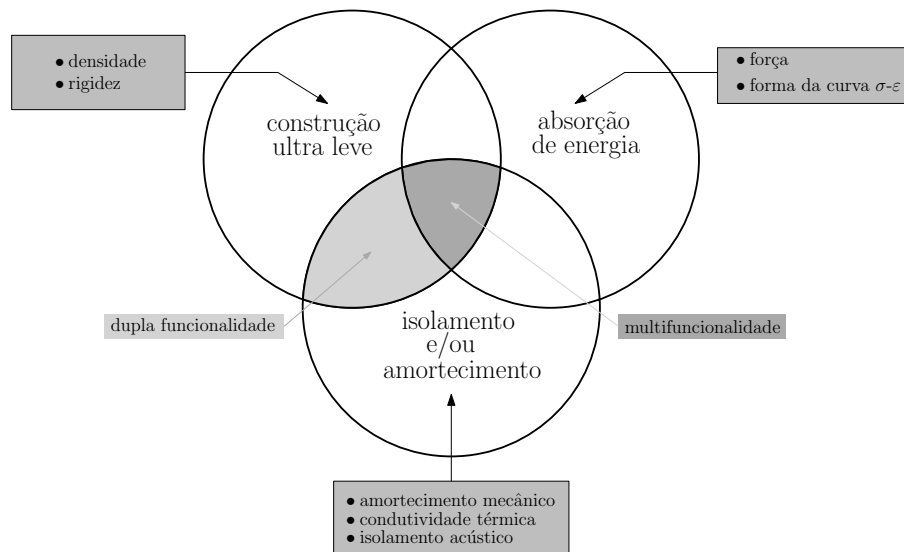


Figura 2.22: Representação esquemática da multifuncionalidade das espumas de alumínio (adaptado de [Banhart, 2001]).

distinguem-se as aplicações funcionais das estruturais. Em relação ao tipo de estrutura celular consideram-se desde espumas com a totalidade das células abertas, passando por espumas com um número parcial de células abertas, até espumas constituídas integralmente por células fechadas. Nos pontos seguintes, apresentam-se com mais detalhe as aplicações estruturais e funcionais mais relevantes.

2.5.1 Aplicações estruturais

No que diz respeito a aplicações estruturais, as áreas onde as espumas de alumínio têm maior potencial de aplicação são a indústria automóvel, a indústria aeroespacial e a indústria da defesa. No entanto, muitos outros sectores poderão beneficiar da multifuncionalidade das espumas de alumínio.

A utilização de espumas de alumínio em componentes/estruturas com núcleo em espuma tais como, por exemplo, estruturas do tipo sanduiche é a aplicação estrutural com maior potencial nas diversas áreas. Estas estruturas apresentam propriedades muito interessantes, tais como, por exemplo, o baixo peso, um elevado rácio rigidez-peso e uma excelente capacidade de absorção de energia. Além disso, alguns processos actuais de fabrico de espumas de alumínio permitem produzir painéis e componentes com formas tridimensionais e geometrias relativamente complexas.

Na indústria automóvel, a concorrência e a pressão dos mercados exigem da parte dos construtores uma preocupação cada vez maior com os aspectos relacionados com a segurança e o impacto ambiental. A exigência de produção de automóveis mais pequenos e leves, menos poluentes, com consumos mais baixos e, ao mesmo tempo, mais seguros e confortáveis, coloca grandes desafios no projecto e desenvolvimento de novos veículos. A multifuncionalidade (ver figura 2.22) das espumas de alumínio pode ajudar a resolver muitos destes problemas. Se a curto prazo a aplicação das espumas de alumínio se limitará a reforçar zonas estratégicas da estrutura dos automóveis, mantendo a configuração convencional desta, a médio ou longo prazo a sua reconfiguração poderá ser mais vantajosa e eficaz.

Tendo em conta as actuais estruturas dos automóveis, a aplicação de espumas de alumínio nos componentes para absorção de energia num impacto tais como, por exemplo, as barras

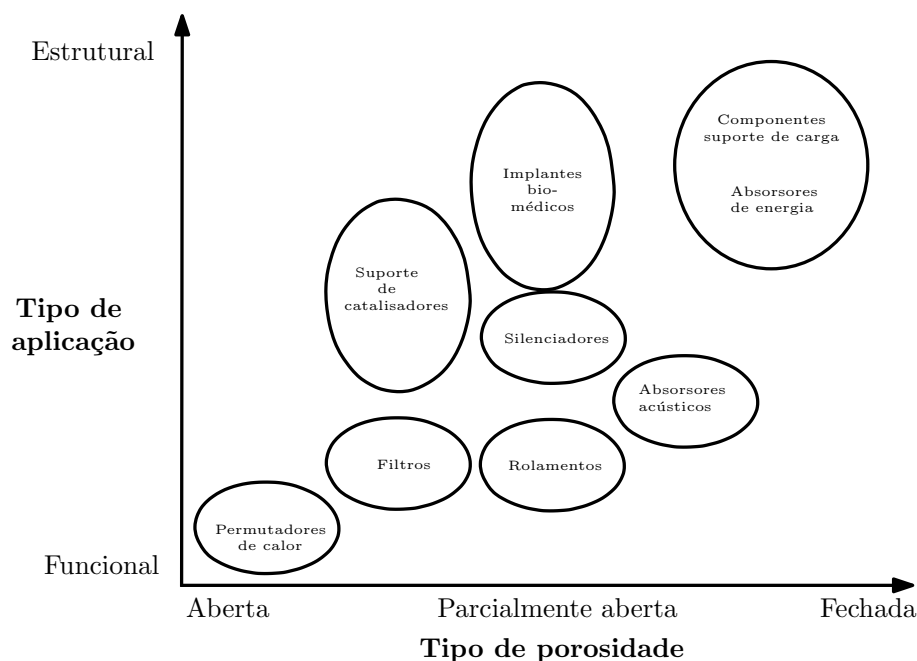


Figura 2.23: Aplicações das espumas de alumínio agrupadas de acordo com o tipo de estrutura celular e o tipo de aplicação (adaptado de [Banhart, 2001]).

de deformação frontais e traseiras, e os pilares A e B, é benéfica em termos do aumento da capacidade de absorção de energia e da rigidez, e da redução do peso. A eliminação dos ruídos e das vibrações é outro dos desafios que os construtores enfrentam. Neste campo, apesar de haver outros materiais com melhor desempenho, as espumas de alumínio, aliadas às boas propriedades de absorção acústica e amortecimento, têm a vantagem de ter um elevado rácio rigidez-peso, de não serem inflamáveis, de não libertarem gases tóxicos quando sujeitas a elevadas temperaturas e de serem recicláveis.

A aplicação de estruturas com núcleo em espumas de alumínio em diversos componentes da estrutura das aeronaves, tal como na indústria automóvel, parece ser a aplicação com maior potencial na indústria aeroespacial. Em alguns componentes das aeronaves já são utilizados painéis do tipo sanduiche, mas com núcleo de materiais do tipo favo de mel. A sua substituição por espumas de alumínio tem inúmeras vantagens, entre as quais se destacam a isotropia das propriedades mecânicas, a possibilidade de obter formas tridimensionais e um menor custo. Outra possível aplicação das espumas de alumínio é nos trens de aterragem onde estas poderiam trazer benefícios em termos da melhoria da rigidez em conjugação com o aumento do amortecimento de vibrações.

Na indústria da defesa, uma potencial aplicação para as espumas de alumínio será em estruturas do tipo sanduiche para blindagem de edifícios e veículos contra ondas de choque geradas por explosões.

2.5.2 Aplicações funcionais

Um dos requisitos na maioria das aplicações funcionais é que um fluido possa atravessar a estrutura celular das espumas de alumínio. Deste modo, a escolha recai nas espumas de células abertas (número parcial ou integral de células abertas). Neste caso, as propriedades mais importantes são a porosidade e as propriedades térmicas e acústicas. As aplicações

funcionais com maior potencial para as espumas de alumínio são os permutadores de calor, os filtros, os silenciadores, os sistemas de armazenamento e controlo do caudal de fluidos, e o controlo acústico.

A utilização de filtros para retenção e separação de partículas sólidas dispersas em fluidos é um processo muito comum em várias áreas da indústria. Boa capacidade de filtragem e retenção, resistência à corrosão e fácil limpeza são propriedades a ter em conta na selecção do material para um filtro. As espumas de alumínio de células abertas, além de cumprirem estes requisitos, ainda estão disponíveis numa gama de porosidades muito alargada.

A porosidade aliada à boa condutividade térmica das espumas de alumínio fazem destas uma boa escolha para permutadores de calor (ver figura 2.14b). O calor pode ser adicionado ou retirado a um determinado fluido fazendo-o passar através da espuma ao mesmo tempo que se aquece ou arrefece a espuma, respectivamente. Além disso, variando a porosidade pode variar-se a perda de pressão do fluido, conseguindo, caso seja esse o objectivo, que seja mínima.

A absorção e amortecimento de ruído e de vibrações provenientes de equipamentos industriais tais como, por exemplo, compressores pneumáticos, é possível por intermédio de componentes desenhados para o efeito, normalmente recorrendo a materiais celulares. Estes componentes podem ser produzidos em espumas de alumínio de células abertas com diferentes porosidades, de acordo com a gama de frequências na qual se pretende atenuar ou eliminar o ruído.

A utilização de espumas de alumínio de células abertas (ou parcialmente abertas) para armazenamento e controlo de caudal de um fluido também é possível. Em alguns aviões já são utilizados materiais celulares para armazenar o combustível nas asas. Deste modo, conseguem-se reduzir as oscilações do fluido em tanques parcialmente cheios. O controlo de caudal de um fluido é possível utilizando espumas com a porosidade adequada. Com este fim, já são utilizadas espumas de alumínio para direccionar e distribuir o caudal em túneis de vento e válvulas, respectivamente.

Parte II

Caracterização Mecânica das Espumas de Alumínio

Capítulo 3

Ensaaios experimentais *quasi*-estáticos

Neste capítulo faz-se a caracterização experimental no regime *quasi*-estático das espumas de alumínio ALPORAS®. A influência da densidade e da geometria e dimensões dos provetes, assim como das condições de ensaio, tais como a velocidade de ensaio e o tipo de carregamento (compressão uniaxial ou triaxial), nas propriedades mecânicas destas espumas é objecto de estudo. Os resultados experimentais obtidos para as principais propriedades mecânicas destes materiais são validados por meio da sua comparação com os de outros estudos e com expressões teóricas.

3.1 Introdução

O comportamento mecânico de espumas metálicas, nomeadamente de espumas de alumínio, em regime *quasi*-estático tem sido amplamente estudado por diversos investigadores. No entanto, devido ao facto de não haver normas específicas para definir os procedimentos de teste deste tipo de materiais, em cada estudo quer a geometria e dimensões dos provetes quer as condições de ensaio utilizadas variam. Por este motivo, a comparação de resultados dos vários estudos implica que se salvaguardem sempre essas diferenças. Além disso, há que referir ainda que o próprio material, as espumas de alumínio, devido à dispersão de valores das suas propriedades, pode levar a diferentes resultados e conclusões, mesmo em estudos com provetes com a mesma geometria e dimensões, e condições de ensaio idênticas.

Os estudos experimentais relacionados com o comportamento mecânico das espumas de alumínio podem dividir-se em três grupos principais: (i) para estudar o efeito da estrutura celular das espumas nos mecanismos de deformação e nas propriedades mecânicas, (ii) para estudar o efeito das condições de ensaio nas propriedades mecânicas e (iii) para desenvolver e calibrar modelos constitutivos representativos do seu comportamento mecânico. Há, no entanto, alguns estudos onde se consideram mais do que um destes grupos. O tipo de ensaio experimental mais utilizado nestes estudos tem sido o ensaio de compressão uniaxial. O comportamento mecânico das espumas de alumínio em tracção uniaxial também tem sido objecto de estudo em alguns trabalhos. O maior défice em termos de caracterização experimental encontra-se no estudo do comportamento em solicitações multiaxiais. A justificação para que

tal aconteça prende-se com vários factores. O principal deles está relacionado com as propriedades mecânicas das espumas de alumínio, que as tornam especialmente apropriadas para aplicações em que as solicitações são essencialmente de compressão. Outro factor tem que ver com a maior facilidade inerente à realização de ensaios de compressão uniaxial relativamente a outros tipos de ensaios, tendo em conta as características das espumas de alumínio.

Como seria de esperar, as espumas de alumínio mais utilizadas em estudos experimentais são aquelas cujos processo de fabrico foram apresentados no capítulo 2, ou seja, as espumas de alumínio Cymat SAF[®] (por vezes designadas por Hydro/Alcan), ALPORAS[®], Alulight[®], FOAMINAL[®] e Duocel[®].

As geometrias mais utilizadas para os provetes têm sido a paralelepípedica e a cilíndrica. Em ensaios de tracção alguns investigadores têm optado por utilizar provetes com forma semelhante à normalizada para os materiais metálicos, de acordo com as normas em vigor.

No que diz respeito às dimensões tem predominado uma regra empírica segundo a qual o rácio entre cada uma das dimensões do provete e a dimensão média das células deve ter um valor mínimo. A dimensão média das células é definida, normalmente, pelo seu diâmetro médio. Contudo, não há consenso quanto ao valor deste rácio. Ashby et al. [2000] propõem a utilização de provetes em que cada uma das suas dimensões corresponda a pelo menos sete vezes o tamanho médio das células. No entanto, McCullough et al. [1999] e Andrews et al. [2001] utilizaram provetes em que algumas das dimensões correspondiam a apenas cinco e seis vezes o tamanho médio das células, respectivamente, sem com isso verificarem influência alguma nos resultados. Por outro lado, Sugimura et al. [1997] e Simone and Gibson [1998a] utilizaram provetes em que a dimensão mínima correspondia a valores entre dez a quinze vezes a dimensão média das células.

Sugimura et al. [1997] fizeram um estudo para verificar a influência da morfologia das células e dos defeitos na estrutura celular nas propriedades mecânicas das espumas de alumínio, tendo detectado quatro tipos principais de defeitos: (i) paredes celulares com curvatura, (ii) rugosidade e ondulação nas paredes celulares, (iii) agregados de várias células representando zonas de elevada densidade e (iv) poros de grandes dimensões nas paredes celulares. Neste estudo utilizaram provetes de espumas de alumínio ALPORAS[®], Hydro/Alcan e Alulight[®], com densidades relativas entre os 0,08 e os 0,1. Em relação aos ensaios experimentais, foram realizados ensaios de compressão uniaxial e de flexão, com velocidade de compressão de 1,2 mm/min, e provetes com as dimensões de $25 \times 25 \times 50$ e de $50 \times 50 \times 150$ mm, para os primeiros, e de $25 \times 25 \times 215$ mm, para os últimos. Os autores verificaram que a resistência e a rigidez das espumas diminuía principalmente com o aumento do número de paredes celulares com curvatura, rugosidade e/ou ondulação.

Banhart and Baumeister [1998] realizaram um estudo experimental com espumas de alumínio com densidades entre os 200 e os 800 kg/m³, obtidas pelo processo de pulverotecnologia. Os provetes utilizados tinham dimensões de $40 \times 40 \times 40$ mm e em alguns mantiveram-se as peles, provenientes do processo de fabrico, nas duas faces corespondentes aos topos da direcção de expansão. Os autores verificaram que: o comportamento em compressão destas espumas de alumínio dependia da densidade e da orientação do carregamento relativamente à direcção de expansão e às faces com peles exteriores; o aumento da densidade levou a um aumento da tensão de patamar e a uma redução da deformação de densificação; um carregamento paralelo às faces com peles exteriores originou um aumento da tensão de patamar e da deformação de densificação; a orientação relativa entre as direcções de carregamento e de expansão não alterou significativamente os resultados (as espumas eram aproximadamente isotrópicas).

Gioux et al. [2000] utilizaram resultados experimentais para determinar as superfícies de cedência iniciais das espumas de alumínio ALPORAS[®] e Duocel[®], com densidades relativas

de 0,08 e 0,07, respectivamente, e compará-las com três critérios de cedência para espumas metálicas: Gibson, Drucker-Prager e Deshpande e Fleck. Neste estudo foram utilizados provetes de várias dimensões e geometrias, garantindo sempre, pelo menos, seis células em cada direcção. Realizaram-se ensaios de compressão uniaxial, biaxiais de compressão-compressão, biaxiais tracção-compressão, de corte e triaxiais.

Olurin et al. [2000] realizaram ensaios de compressão e tracção uniaxial, com provetes de espumas de alumínio ALPORAS® e Hydro/Alcan, com densidades entre 200 a 400 kg/m³ (diâmetro médio das células de 3,5 mm) e 150 a 330 (diâmetro médio das células 11,5 a 5,5 mm), respectivamente. Definiram-se várias dimensões e geometrias para estes, garantindo sempre sete células em cada direcção, no mínimo. Realizaram-se ensaios de *quasi*-estáticos de compressão e tracção uniaxial, às velocidades de 0,1 mm/s e de 0,01 mm/s, respectivamente. Os autores do estudo verificaram uma grande discrepância entre os valores das propriedades mecânicas determinadas pelas expressões teóricas e os obtidos experimentalmente. Esta diferença foi atribuída à presença de defeitos na estrutura celular.

Paul and Ramamurty [2000] estudaram a influência da taxa de deformação no comportamento em compressão de espumas de alumínio ALPORAS® e concluíram que a influência da taxa de deformação era semelhante à que se verifica no alumínio denso à temperatura ambiente. Os provetes tinham densidade relativa entre 80 a 100 kg/m³ e dimensões de 25 × 25 × 50 mm. Os autores descreveram os mecanismos de deformação em tracção que são diferentes dos mecanismos em compressão.

Cady et al. [2009] realizaram ensaios de compressão uniaxial com taxas de deformação entre 0,001 e 1 s⁻¹, em provetes de espumas de alumínio ALPORAS®. Os provetes foram testados a várias temperaturas, nomeadamente 77, 173 e 295 K. Nestes ensaios não se verificou sensibilidade à taxa de deformação, na gama testada. O modo de deformação foi em bandas que se formavam aleatoriamente durante a compressão, estando este fenómeno relacionado com a heterogeneidade das propriedades destes materiais. A temperatura teve uma maior influência no comportamento à compressão do que a taxa de deformação. Com a diminuição da temperatura as tensões aumentaram, assim como a energia absorvida. Verificou-se que os provetes aparentavam ter tensões residuais que podiam ser parcialmente eliminadas através de um tratamento térmico de recozimento a baixa temperatura. Os ensaios obtidos com os provetes com tratamento térmico apresentaram um abaixamento das tensões.

Idris et al. [2009] estudaram o comportamento em compressão uniaxial de provetes de espumas de alumínio ALPORAS® e Alulight®, com densidades entre 200 a 310 e 320 a 570 kg/m³, respectivamente. Estes verificaram que as expressões teóricas propostas por Gibson e Ashby sobrestimavam os valores das tensões de cedência. A deformação de densificação foi determinada pelo método da eficiência e pelo valor no fim da zona de patamar. A energia absorvida aumentou com o aumento da densidade da espuma.

3.2 Material

Na escolha do material para a parte experimental deste trabalho, que consiste na caracterização mecânica de espumas de alumínio nos regimes *quasi*-estático e dinâmico, definiram-se dois critérios de selecção: o processo de fabrico e a implementação do material no mercado. Quanto ao processo de fabrico teve-se em conta a capacidade de produção actual e o tipo de estrutura obtida. Neste caso pretendia-se obter espumas de alumínio de células fechadas. Tendo em conta estes dois critérios escolheram-se as espumas de alumínio de designação comercial ALPORAS®, cujo processo de fabrico se descreveu na secção 2.2.2. Como foi referido, o processo de fabrico utilizado pela empresa Shinko Wire Company Ltd., do Japão, para produzir as espumas de alumínio ALPORAS® permite obter o material em forma de

blocos. Nestes blocos, com dimensões de $400 \times 700 \times 2000$ mm, pode observar-se um gradiente de densidade ao longo da direcção de expansão, com valores entre 0,18 e 0,30 g/cm³, aproximadamente. Deste modo, cortando os blocos em placas perpendiculares a essa direcção, conseguem-se obter placas com diferentes densidades médias, dentro da gama referida acima, ainda que mesmo assim sempre com algum gradiente de densidade. As suas propriedades médias principais, fornecidas pela empresa GLEICH Aluminiumwerk GmbH & Co., onde foram adquiridas as espumas de alumínio, são apresentadas na tabela 3.1.

Tabela 3.1: Propriedades médias das espumas de alumínio ALPORAS®.

Propriedade	Símbolo	Valor médio	Unidades
Liga	–	Al 99,5; 1,5% Ca; 1,5% Ti	–
Densidade	ρ	0,25	g/cm ³
Diâmetro dos poros	\varnothing	4–6	mm
Módulo de Young	E	0,7	GPa
Tensão de cedência (compressão)	σ_y^c	1,5	MPa
Resistência à tracção	σ_u^t	1,6	MPa
Capacidade de absorção de energia específica	E_M	5,5 (a 40% de compressão)	kJ/kg

A estrutura celular característica das espumas de alumínio ALPORAS® apresenta-se na figura 3.1. Nesta imagem, consegue visualizar-se a heterogeneidade da estrutura celular no que respeita à dimensão, à forma e ao factor de forma das células. A dimensão média destas varia entre 2 e 10 mm, aproximadamente. A forma e o factor de forma das células são bastante irregulares, sendo a forma mais comum a aproximadamente elipsoidal. Não se verifica nenhuma orientação preferencial em qualquer das direcções.

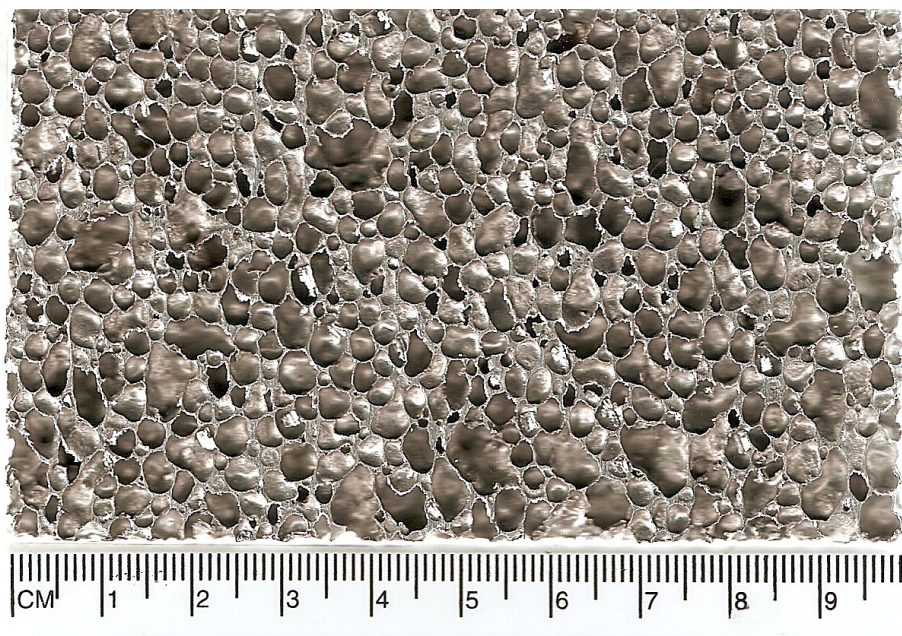
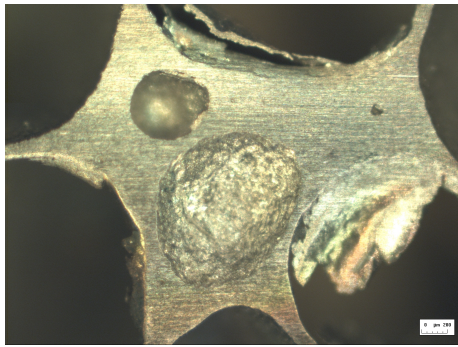


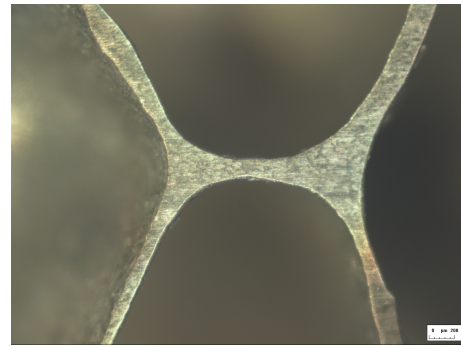
Figura 3.1: Estrutura celular característica das espumas de alumínio ALPORAS®.

Sem ter a pretensão de fazer um estudo exaustivo relativamente às propriedades estrutu-

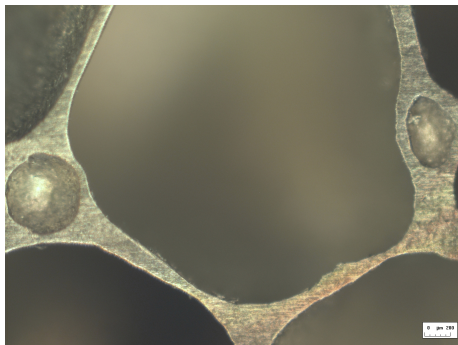
rais das espumas de alumínio ALPORAS[®], procedeu-se à visualização da estrutura celular ao microscópio óptico, utilizando para isso um microscópio Nikon Eclipse LV150, com o objectivo de caracterizar as principais propriedades e tipos de defeitos. Alguns detalhes das características e defeitos da estrutura celular podem visualizar-se na figura 3.2. Nas figuras 3.2a e 3.2d são visíveis vários defeitos estruturais, tais como a presença de microporos no interior das arestas das células, paredes celulares fracturadas e/ou com rugosidade acentuada, e acumulação de metal nas junções das arestas. Este último defeito pode observar-se também na figura 3.2b, enquanto que na figura 3.2c se evidencia a presença de microporos nas arestas das células.



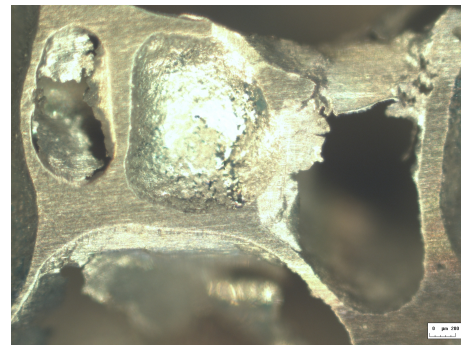
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 3.2: Imagens da estrutura celular das espumas de alumínio ALPORAS[®] vista ao microscópio.

Neste trabalho, apesar da gama de densidades das espumas de alumínio ALPORAS[®] ser relativamente estreita, optou-se por utilizar duas densidades, nomeadamente $\rho = 250$ e 300 kg/m^3 . Para calcular a densidade de cada provete mediram-se a massa e as dimensões necessárias para determinar o volume (o comprimento, a largura e a altura no caso dos provetes paralelepípedicos, e o diâmetro e a altura no caso dos provetes cilíndricos). A massa dos provetes mediu-se recorrendo a uma balança analítica digital A&D Instruments GR-200 com uma precisão de $0,0001 \text{ g}$. Na medição das dimensões necessárias para determinar o volume utilizou-se um paquímetro digital com uma precisão de $0,01 \text{ mm}$. De modo a minimizar os erros de medição fizeram-se três repetições para cada medida. De realçar que, após efectuadas

as medições e cálculo das densidades, verificou-se que alguns provetes correspondentes ao lote de 250 kg/m^3 tinham uma densidade mais próxima de 300 kg/m^3 e *vice-versa*. Tal como já foi referido no início desta secção, ainda que os provetes sejam retirados da mesma placa, com uma determinada densidade média, verifica-se sempre algum gradiente de densidade. Neste caso, como as duas densidades são muito próximas é natural que haja provetes de um lote com densidade mais próxima da densidade média do outro. No entanto, optou-se por manter esses provetes associados ao lote inicial. A justificação para esta decisão prende-se com o facto de que se está a considerar o lote como sendo um conjunto de provetes retirado de uma placa com uma determinada densidade média.

Na figura 3.3 apresenta-se a estrutura celular de um provete de cada uma das densidades, $\rho = 250$ e 300 kg/m^3 . A observação visual permite verificar a diferença no tamanho médio das células de ambos os provetes, sendo ligeiramente maior no caso do provete de menor densidade.

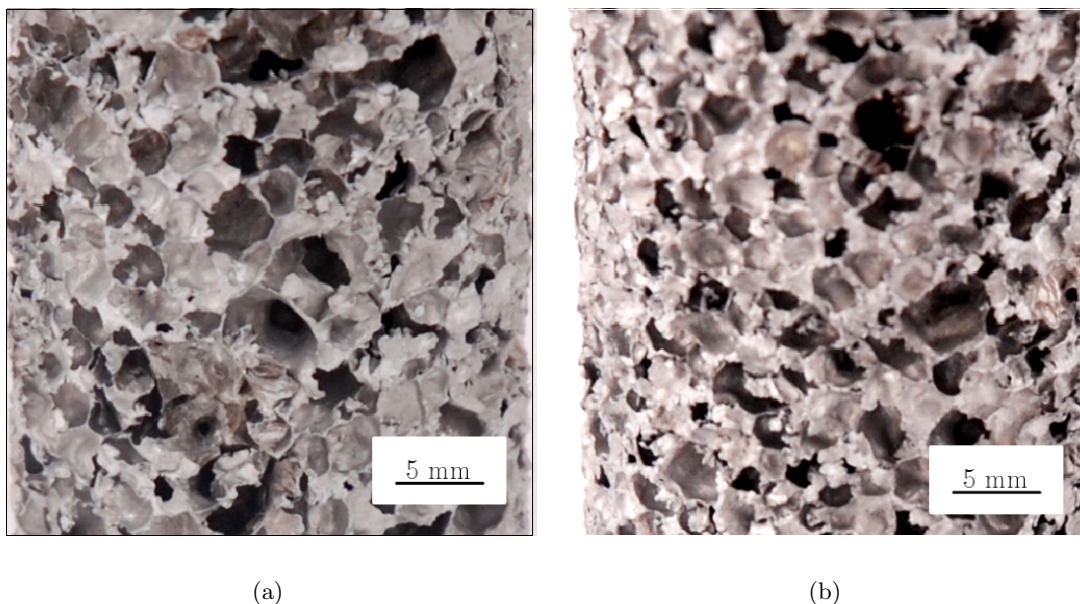


Figura 3.3: Estrutura celular de provetes com diferentes densidades: (a) provete com densidade $\rho = 250 \text{ kg/m}^3$ e (b) provete com densidade $\rho = 300 \text{ kg/m}^3$.

No Apêndice B apresentam-se os valores da densidade de cada provete, assim como o desvio padrão e o desvio em percentagem em relação ao valor médio e ao valor teórico (tabelas B.1, B.2 e B.3). Da análise destas tabelas verifica-se que o desvio do valor da densidade de um determinado provete relativamente ao valor médio do conjunto dos três provetes utilizados para cada ensaio varia entre 0,01 e 16,0%. O desvio do valor da densidade dos provetes relativamente ao valor teórico encontra-se no intervalo entre 0,14 e 26,5%.

3.3 Equipamento experimental

Para a realização dos ensaios experimentais *quasi*-estáticos utilizou-se equipamento disponível no Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro (DEMUA). Os ensaios de compressão uniaxial realizaram-se numa máquina universal de ensaios, sendo também

utilizada nos ensaios de compressão triaxial em conjunto com uma célula triaxial de Hoek e uma central hidráulica.

3.3.1 Máquina universal de ensaios

A máquina universal de ensaios disponível no Laboratório de Ensaios Tecnológicos do DE-MUA, uma Shimadzu Autograph AG-X (ver figura 4.4), dispõe de uma célula de carga Shimadzu AG-50kNG com capacidade máxima de 50 kN e uma resolução variável, sendo que durante os ensaios se utilizou uma resolução de 0,5 N. Para medir o deslocamento utilizou-se o sistema de medição interno da máquina (deslocamento do prato de compressão da máquina), tendo esta uma precisão de 0,001 mm.



Figura 3.4: Máquina universal de ensaios do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro.

3.3.2 Célula triaxial de Hoek e central hidráulica

Para a realização dos ensaios de compressão triaxial, além da máquina de ensaios universal, foi necessário recorrer a equipamento adicional, nomeadamente a uma célula triaxial de Hoek e a uma central hidráulica.

A célula triaxial de Hoek foi inicialmente projectada para realizar ensaios de compressão triaxial em provetes de rocha [Hoek and Franklin, 1968]. No entanto, Gioux et al. [2000] e Ruan et al. [2007] utilizaram uma célula deste tipo para realizar ensaios de compressão triaxial em provetes de espumas de alumínio. A célula triaxial de Hoek permite realizar ensaios de compressão triaxiais em provetes cilíndricos, com controlo independente da pressão lateral e da pressão nos topos do provete. Na figura 3.5 pode visualizar-se a célula triaxial de Hoek utilizada neste trabalho, da marca Controls e modelo 45-D0553.CO (para provetes com dimensões $\varnothing 30 \times 60$ mm), com os respectivos acessórios (figura 3.5a), e a descrição dos vários componentes (figura 3.5b).

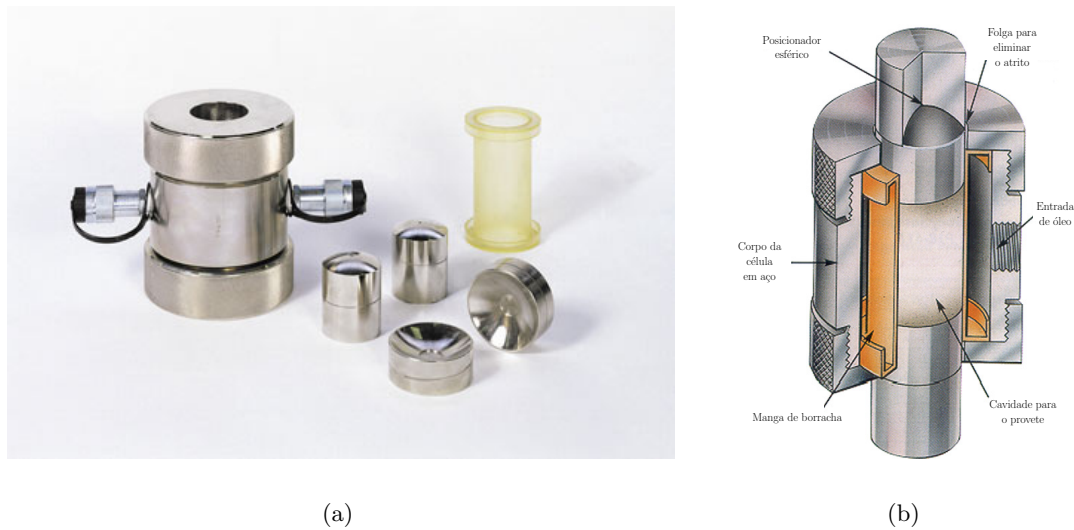


Figura 3.5: Célula triaxial de Hoek [Int, l]: (a) célula e respectivos acessórios e (b) descrição dos vários componentes da célula.

Para manter a pressão lateral constante no provete durante cada ensaio, utilizou-se uma central hidráulica e projectou-se um circuito hidráulico. Na figura 3.6 apresenta-se uma imagem da central hidráulica utilizada, composta por uma bomba de pistões com cilindrada variável, um motor eléctrico, um reservatório de óleo e um acumulador de pressão. A leitura da pressão instantânea fez-se através de vários manómetros, com uma precisão de 0,5 bar, colocados em diferentes pontos do circuito hidráulico.

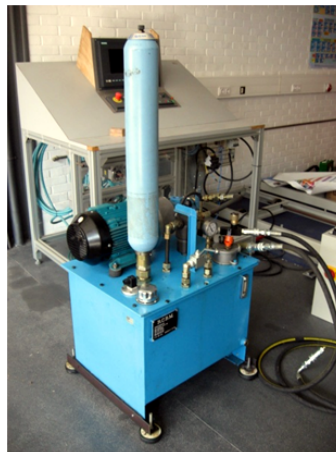


Figura 3.6: Central hidráulica utilizada nos ensaios de compressão triaxial.

3.4 Condições de ensaio

Nos ensaios experimentais *quasi*-estáticos estudou-se a influência de vários parâmetros no comportamento à compressão e determinou-se o módulo de Young das espumas de alumínio ALPORAS®. Para caracterizar a influência de parâmetros tais como a densidade, a veloci-

dade de ensaio, a geometria e as dimensões dos provetes, e o tipo de carregamento aplicado (uniaxial ou triaxial) dividiram-se os ensaios em três grupos: grupo I, grupo II e grupo III. Para determinar o módulo de Young das espumas realizou-se um grupo adicional de ensaios: grupo IV. Em seguida, elencam-se e descrevem-se os vários grupos:

- Grupo I: ensaios de compressão uniaxial para estudar a influência da geometria e das dimensões dos provetes;
- Grupo II: ensaios de compressão uniaxial para estudar a influência da densidade e da velocidade de ensaio;
- Grupo III: ensaios de compressão triaxial para estudar a influência da pressão lateral, da densidade e da velocidade de ensaio;
- Grupo IV: ensaios de compressão uniaxial com descarga-recarga, para determinar o módulo de Young das espumas de alumínio.

Para identificar os provetes dos três primeiros grupos utilizaram-se referências alfa-numéricas nas quais cada carácter, ou conjunto de caracteres, indica alguma característica importante do ensaio experimental, nomeadamente os tipos de ensaio e carregamento, a densidade do provete, a velocidade de ensaio e, em alguns casos, a pressão lateral ou a geometria e dimensão do provete. Na figura 3.7 são apresentados dois exemplos de referências utilizadas, assim como a explicação do seu significado. As referências utilizadas na generalidade dos ensaios correspondem ao exemplo da figura 3.7a, enquanto o exemplo da figura 3.7b está associado unicamente aos provetes utilizados para estudar a influência da geometria e das dimensões do provete (Grupo I). A única diferença nestes dois tipos de referências está no último conjunto de caracteres. Na tabela 3.2 apresentam-se os valores dos parâmetros relativos às condições dos ensaios dos três primeiros grupos, indicados nas referências.

Tabela 3.2: Valores das densidades, velocidades e pressões utilizadas nos ensaios.

Parâmetro	Unidades	Sigla	Valor
Densidade	kg/m ³	D_1	300
		D_2	250
Velocidade	mm/min	v_1	1
		v_2	50
		v_3	5
		v_4	20
		v_5	3
Pressão	MPa	P_1	0,5
		P_2	1,0
		P_3	1,5
		P_4	2,0

3.4.1 Ensaios de compressão uniaxial: estudo da influência da geometria e das dimensões dos provetes (Grupo I)

Com o objectivo de estudar a influência da geometria e das dimensões dos provetes no comportamento à compressão das espumas de alumínio, realizaram-se ensaios com provetes paralelepípedicos e cilíndricos com várias dimensões, fixando os parâmetros densidade e velocidade

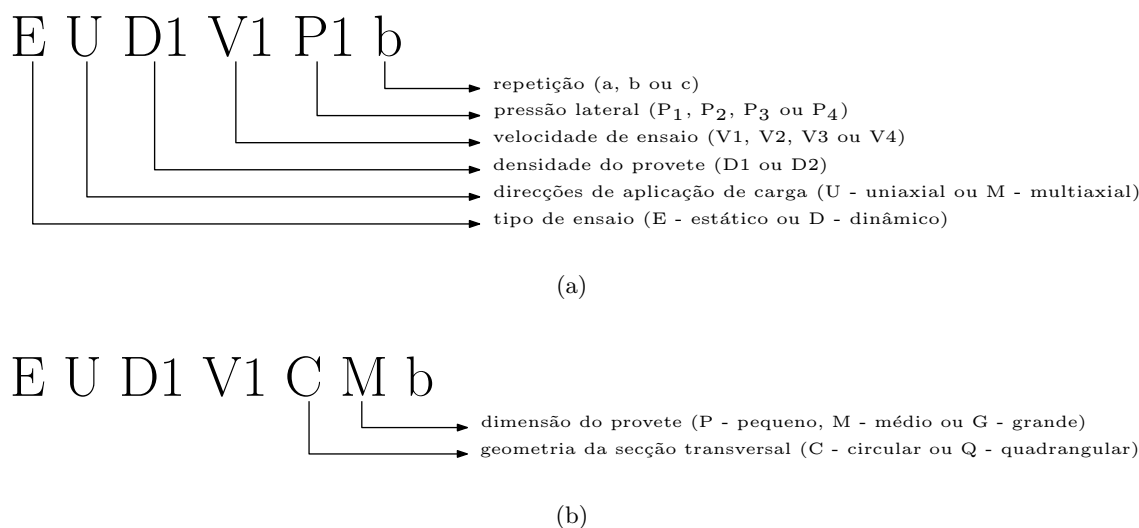


Figura 3.7: Diagramas explicativos do significado das referências dos provetes.

de ensaio. No caso dos provetes paralelepípedicos ensaiaram-se três dimensões diferentes, as quais se denominaram por pequena, média e grande. Nos ensaios com provetes cilíndricos utilizaram-se apenas duas dimensões, a média e a grande. Na tabela 3.3 apresentam-se as características dos provetes e as condições dos ensaios realizados. Na figura 3.8 apresenta-se uma fotografia de exemplares dos provetes correspondentes às duas geometrias e às três dimensões estudadas.

A escolha da dimensão e da geometria dos provetes, tal como em estudos experimentais anteriores, não segue nenhuma norma específica, mas somente um critério empírico. As dimensões dos provetes foram escolhidas de modo a que os provetes denominados de dimensão média tivessem no mínimo seis células em cada uma das direcções, considerando a dimensão média das células igual a 5 mm, de acordo com os valores da tabela 3.1. Nos provetes de dimensão pequena e grande o número de células em cada direcção é, teoricamente, inferior e superior a seis, respectivamente.

Estes ensaios foram realizados com controlo do deslocamento (velocidade constante do travessão da máquina), utilizando-se os valores $D_1 = 300 \text{ kg/m}^3$ e $v_1 = 1 \text{ mm/min}$ para a densidade e velocidade de ensaio, respectivamente. Para cada conjunto de condições foram realizados três ensaios, conforme se apresenta na tabela 3.3. Para minimizar o atrito entre os topos dos provetes e os pratos de compressão da máquina universal de ensaios, aplicou-se um lubrificante nestes últimos, antes de cada ensaio.

3.4.2 Ensaaios de compressão uniaxial: estudo da influência da velocidade de ensaio e da densidade (Grupo II)

Neste segundo grupo de ensaios, tendo como objectivo caracterizar a influência da densidade e da velocidade de ensaio nas propriedades das espumas de alumínio, realizaram-se ensaios de compressão uniaxial em quatro condições diferentes. Para cada um das duas densidades testaram-se duas velocidades diferentes. Na tabela 3.4, apresentam-se as características dos provetes e as condições dos ensaios. A geometria e as dimensões dos provetes foram parâmetros fixos, sendo utilizados provetes cilíndricos com dimensões $\varnothing 30 \times 60 \text{ mm}$. As densidades 1 e 2, e as velocidades 1 e 2 correspondem a $D_1 = 300 \text{ kg/m}^3$ e $D_2 = 250 \text{ kg/m}^3$,

Tabela 3.3: Características dos provetes e condições dos ensaios de compressão uniaxial para estudar a influência da geometria e das dimensões dos provetes (Grupo I).

Densidade	Velocidade	Dimensões [mm]	Número de repetições	Referência
Densidade 1	Velocidade 1	□ 20 × 20 × 20	3	EUD1V1QP
		□ 30 × 30 × 60	3	EUD1V1QM
		□ 60 × 60 × 100	3	EUD1V1QG
		Ø30 × 60	3	EUD1V1CM
		Ø60 × 100	3	EUD1V1CG

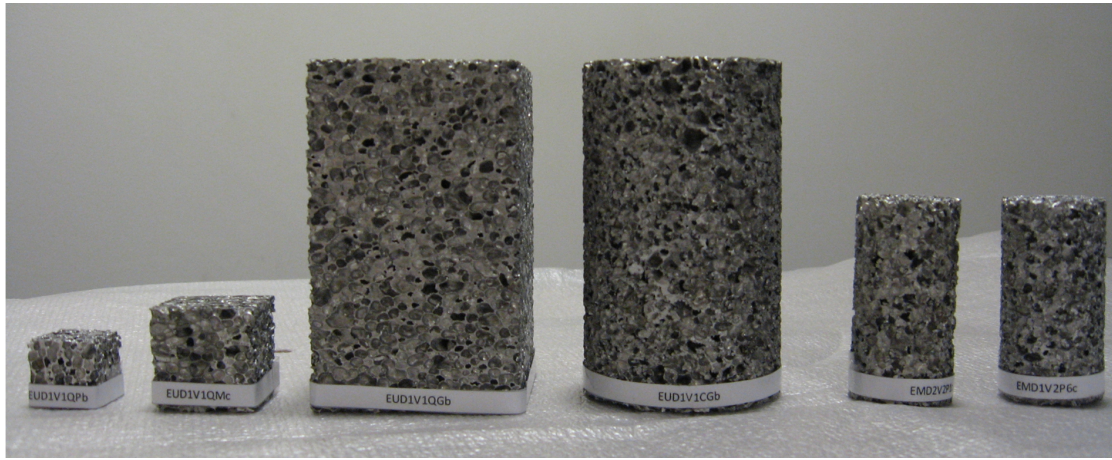


Figura 3.8: Provetes correspondentes às duas geometrias e às três dimensões estudadas.

$v_1 = 1 \text{ mm/min}$ e $v_2 = 50 \text{ mm/min}$, respectivamente. As velocidades v_1 e v_2 correspondem a taxas de deformação $\dot{\epsilon}_1 = 2,78 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ e $\dot{\epsilon}_2 = 1,39 \times 10^{-2} \text{ s}^{-1}$, respectivamente.

Tabela 3.4: Características dos provetes e condições dos ensaios de compressão uniaxial para estudar a influência da velocidade de ensaio e da densidade (Grupo II).

Densidade	Velocidade	Dimensões [mm]	Número de repetições	Referência
Densidade 1	Velocidade 1	Ø30 × 60	3	EUD1V1
	Velocidade 2	Ø30 × 60	3	EUD1V2
Densidade 2	Velocidade 1	Ø30 × 60	3	EUD2V1
	Velocidade 2	Ø30 × 60	3	EUD2V2

Tal como no grupo de ensaios anterior, estes ensaios foram realizados com controlo do deslocamento. Fizeram-se três ensaios para cada conjunto de condições e utilizou-se lubrificante para minimizar o atrito entre os topos dos provetes e os pratos de compressão da máquina universal de ensaios.

3.4.3 Ensaaios de compressão triaxial: estudo da influência da pressão lateral, da densidade e da velocidade de ensaio (Grupo III)

Na maioria das aplicações estruturais em que as espumas de alumínio têm potencial de aplicação estas são submetidas a carregamentos multiaxiais. Nestes ensaios, apesar de o objectivo principal ser estudar a influência da pressão lateral, utilizaram-se provetes com as duas densidades (D_1 e D_2), e quatro velocidades de ensaio (v_1 , v_2 , v_3 e v_4). Deste modo, pretendeu-se estudar a influência da pressão lateral em provetes com diferentes densidades e verificar se o comportamento destas espumas de alumínio em compressão é sensível à velocidade de ensaio, estando o provete sujeito a pressão lateral.

Na tabela 3.5, apresentam-se as características dos provetes e as condições dos ensaios. Os valores das velocidades v_1 e v_2 , assim como das densidades D_1 e D_2 são os mesmos referidos nas secções 3.4.1 e 3.4.2. As velocidades 3 e 4 são $v_3 = 5 \text{ mm/min}$ e $v_4 = 20 \text{ mm/min}$, que correspondem a taxas de deformação $\dot{\epsilon}_3 = 1,39 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ e $\dot{\epsilon}_4 = 5,56 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$, respectivamente. Para a pressão lateral utilizaram-se os valores $P_1 = 0,5 \text{ MPa}$, $P_2 = 1,0 \text{ MPa}$, $P_3 = 1,5 \text{ MPa}$ e $P_4 = 2,0 \text{ MPa}$.

Na figura 3.9 apresenta-se o dispositivo experimental utilizado para estes ensaios. As condições de carregamento utilizadas nos ensaios de compressão triaxial apresentam-se esquematicamente na figura 3.10. A pressão lateral, P , manteve-se constante durante os ensaios (através do circuito hidráulico), enquanto que a tensão nos topos do provete, σ_1 , está associada ao carregamento da máquina universal de ensaios num ensaio de compressão uniaxial.

Mais uma vez, também neste grupo de ensaios se utilizou um lubrificante nos pratos de compressão da máquina universal de ensaios e, neste caso, também na manga de borracha, de forma a minimizar os efeitos do atrito.

Tabela 3.5: Características dos provetes e condições dos ensaios de compressão triaxial para estudar a influência da pressão lateral (Grupo III).

Densidade	Velocidade	Pressão	Dimensões [mm]	Número de repetições	Referência
Densidade 1	Velocidade 2	Pressão 1	$\varnothing 30 \times 60$	3	EMD1V2P1
		Pressão 2	$\varnothing 30 \times 60$	3	EMD1V2P2
		Pressão 3	$\varnothing 30 \times 60$	3	EMD1V2P3
		Pressão 4	$\varnothing 30 \times 60$	3	EMD1V2P4
	Velocidade 3	Pressão 3	$\varnothing 30 \times 60$	3	EMD1V3P3
	Velocidade 4	Pressão 3	$\varnothing 30 \times 60$	3	EMD1V4P3
Densidade 2	Velocidade 2	Pressão 1	$\varnothing 30 \times 60$	3	EMD2V2P1
		Pressão 2	$\varnothing 30 \times 60$	3	EMD2V2P2
		Pressão 3	$\varnothing 30 \times 60$	3	EMD2V2P3
		Pressão 4	$\varnothing 30 \times 60$	3	EMD2V2P4

3.4.4 Ensaaios de compressão uniaxial com descarga-recarga (Grupo IV)

Para determinar o valor do módulo de Young das espumas de alumínio realizaram-se três ensaios de compressão uniaxial com ciclos de descarga-recarga. Realizaram-se cinco ciclos em cada ensaio, nomeadamente para valores da deformação nominal de 2, 15, 30, 45 e 60%, aproximadamente. O primeiro ponto localiza-se na zona elástica da curva tensão-deformação, os três seguintes na zona de patamar e o último na zona de densificação.

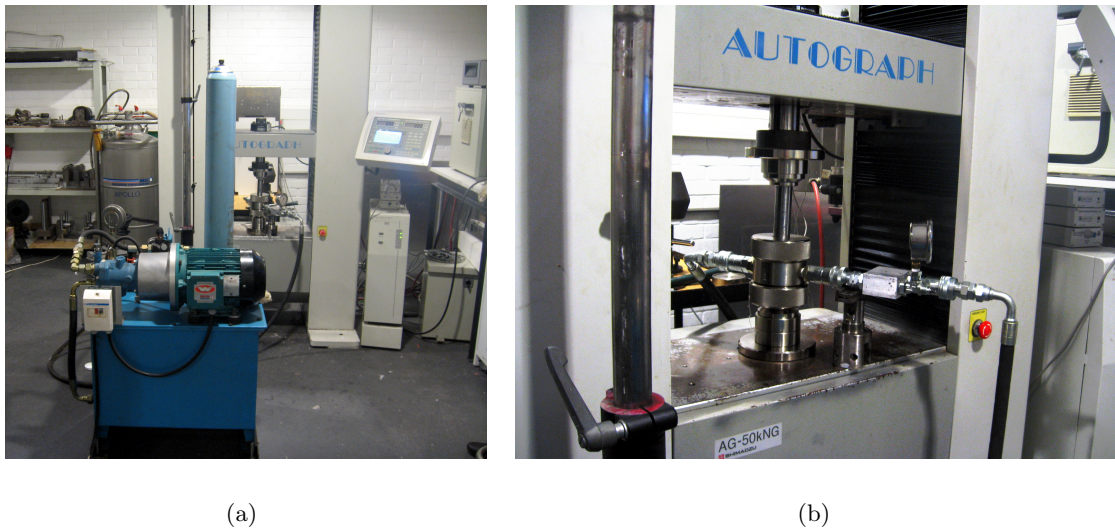


Figura 3.9: Dispositivo experimental utilizado para os ensaios de compressão triaxial: (a) vista de conjunto e (b) pormenor do sistema de acoplamento da célula de Hoek à máquina universal de ensaios.

Na tabela 3.6 apresentam-se as características dos provetes e as condições de ensaio utilizadas neste grupo. A geometria, as dimensões e a densidade dos provetes utilizados neste grupo, assim como a velocidade de ensaio, foram iguais nos três ensaios. Os provetes utilizados foram paralelepípedos com dimensões $30 \times 30 \times 43$ mm e densidade D_2 . A velocidade de ensaio utilizada foi $v = 3$ mm/min. As referências dos provetes utilizadas nos três grupos anteriores não se aplicaram neste caso.

Tabela 3.6: Características dos provetes e condições dos ensaios de compressão uniaxial com descarga-recarga para determinar o módulo de Young (Grupo IV).

Densidade	Velocidade [mm/min]	Dimensões [mm]	Referência
Densidade 2	3	$30 \times 30 \times 43$	Ensaio 1
			Ensaio 2
			Ensaio 3

3.5 Resultados experimentais

Nesta secção apresentam-se os resultados obtidos nos ensaios experimentais *quasi*-estáticos de compressão uniaxial e triaxial e faz-se a discussão dos mesmos. A influência de parâmetros tais como a densidade, a velocidade de ensaio, a pressão lateral, a geometria e a dimensão dos provetes é analisada através das curvas de tensão-deformação nominal, das curvas de energia específica volumica-deformação nominal e de algumas propriedades mecânicas características deste tipo de materiais. Também se comparam os valores experimentais obtidos neste estudo com valores de estudos anteriores, realizados por outros autores.

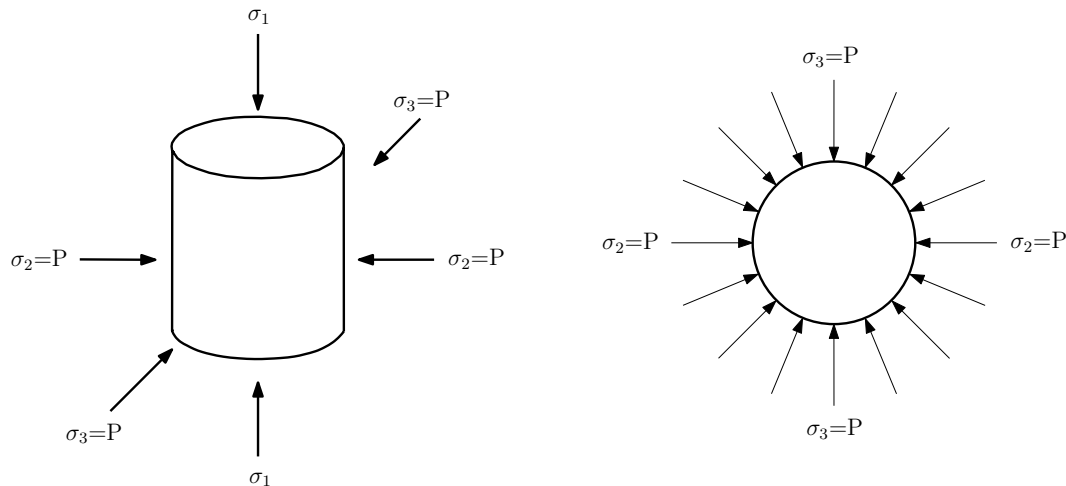


Figura 3.10: Condições de carregamento utilizadas nos ensaios de compressão triaxial.

Uma ressalva importante e válida para a análise dos resultados dos vários grupos de ensaios é o facto de a densidade ser sempre uma variável, mesmo quando se apresenta como um parâmetro de ensaio fixo. Isto deve-se à dispersão de densidades característica das espumas de alumínio.

A determinação da variação da área da secção transversal durante os ensaios, devido à localização da deformação, é de difícil execução e poderia originar valores incorrectos. Neste tipo de materiais não se verifica a existência de conservação de volume durante o ensaio. Por estes motivos, nas secções seguintes, as curvas tensão-deformação apresentadas são sempre a curva nominal ou de engenharia. Para o cálculo da tensão nominal, σ , foram utilizadas a carga medida pela célula de carga da máquina universal de ensaios, F , e a área inicial da secção transversal dos provetes, A_0 , de tal modo que $\sigma = F/A_0$. No caso da deformação nominal, utilizaram-se o deslocamento medido pela máquina universal de ensaios, d_N , correspondente à variação de comprimento do provete, $\Delta L = L - L_0 = d_N$ (em que L é o comprimento actual do provete), e o comprimento inicial do provete, L_0 , de modo que $\varepsilon = d_N/L_0$. Além disso, as curvas apresentadas são as curvas médias, resultantes da média das três repetições realizadas para cada conjunto de condições.

3.5.1 Propriedades *quasi*-estáticas

Uma das complexidades associadas à análise e comparação de resultados obtidos em ensaios experimentais de espumas metálicas prende-se com a determinação das propriedades *quasi*-estáticas mais importantes nestes materiais: o módulo de Young, o coeficiente de Poisson, a tensão de cedência, a tensão de patamar e a deformação de densificação. Uma vez que não há normas específicas, cada autor utiliza as regras empíricas que lhe parecem ser mais adequadas. Neste estudo, para a determinação das tensões de cedência e de patamar, e da deformação de densificação, optou-se por utilizar o método desenvolvido e proposto por Tan et al. [2005].

Módulo de Young

A determinação do módulo de Young a partir do declive da zona elástica da curva tensão-deformação nominal origina a obtenção de valores inferiores aos reais. Devido à concentração de tensões nos nós das células surge deformação plástica localizada, para valores de tensão

inferiores à tensão de cedência, resultando numa inclinação inicial da curva tensão-deformação que é consideravelmente menor que o módulo de Young verdadeiro [Sugimura et al., 1997]. Daí, vários autores [Ashby et al., 2000; Sugimura et al., 1997] propõem a medição do módulo de Young a partir do declive de uma curva de descarga, na zona inicial da curva tensão-deformação. Alguns destes autores afirmam que os valores do módulo de Young obtidos por este método são aproximadamente constantes até deformações nominais de cerca de 20%.

Tensão de cedência

De acordo com Tan et al. [2005], a tensão de cedência coincide com a tensão no momento em que a primeira banda de células colapsa, que corresponde ao pico inicial da curva tensão-deformação nominal. No entanto, nem sempre se verifica a existência de um pico inicial nas curvas tensão-deformação nominal de espumas de alumínio. Por este motivo, no presente estudo consideraram-se três métodos distintos para determinar a tensão de cedência: (i) método do pico inicial, (ii) método dos declives e (iii) método da tensão de cedência convencional. Na figura 3.11 apresentam-se de forma esquemática estes três métodos.

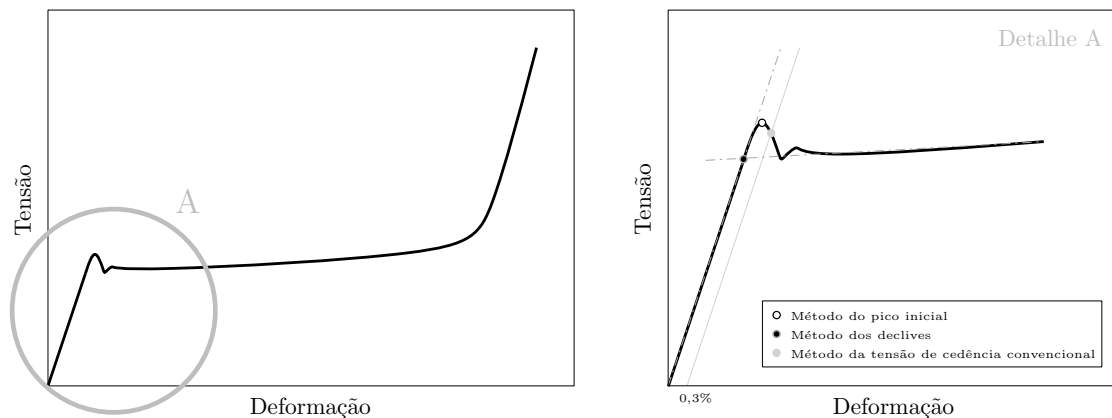


Figura 3.11: Esquema dos três métodos considerados para determinar a tensão de cedência.

Ashby et al. [2000] propõem que se utilize um outro método, para contornar o facto de nem sempre se poder aplicar o método do pico inicial. Este método, denominado neste trabalho por método dos declives, que também foi utilizado por Gioux et al. [2000] e Ruan et al. [2007], consiste em determinar o ponto de intercepção das duas rectas correspondentes aos declives da curva tensão-deformação nominal nas zonas elástica e de patamar, considerando-o o ponto de cedência.

As curvas tensão-deformação de alguns materiais não têm um ponto de cedência bem definido e, portanto, nestes casos utiliza-se o método da tensão de cedência convencional. Este método consiste em traçar uma recta paralela à zona elástica da curva tensão-deformação que intersecte o eixo das abcissas (deformação) num ponto arbitrário, sendo o valor convencionalizado 0,2% de deformação plástica. O ponto de intersecção desta recta com a curva tensão-deformação é considerado o ponto de cedência. Deshpande and Fleck [2000b], num estudo que realizaram para determinar a superfície de cedência de espumas de alumínio, definiram para a deformação plástica o valor de 0,3%.

No presente estudo, a maioria das curvas tensão-deformação nominal obtidas não apresenta um pico inicial, impedindo, portanto, a aplicação do método do pico inicial. O método dos declives dá origem a um ponto de cedência que não pertence à curva tensão-deformação do material, perdendo-se assim o significado físico. Por estes motivos, optou-se por recorrer

ao método da tensão de cedência convencional, utilizando o valor de 0,3% de deformação plástica, para determinar a tensão de cedência.

Deformação de densificação

Num estudo numérico com o objectivo de modelar o comportamento em compressão de materiais com estrutura celular do tipo favo-de-mel, Tan et al. [2005] verificaram que quando paredes celulares opostas entram em contacto, devido ao esmagamento, a curva eficiência-deformação nominal atinge um máximo. Na figura 3.12 apresenta-se de forma esquemática o método utilizado para determinar a deformação de densificação. A definição de eficiência considerada é muito próxima da apresentada na secção 2.4.2, através da equação 2.8. Neste estudo, a eficiência, η , é definida como a energia absorvida por unidade de volume, até uma determinada deformação nominal, ε_a , adimensionalizada pela correspondente tensão, σ_a , ou seja (ver figura 3.12a)

$$\eta(\varepsilon_a) = \frac{1}{\sigma(\varepsilon)]_{\varepsilon=\varepsilon_a}} \int_0^{\varepsilon_a} \sigma(\varepsilon) d\varepsilon. \quad (3.1)$$

A deformação de densificação corresponde, portanto, ao valor de deformação no qual a derivada da curva eficiência-deformação nominal se anula, isto é (ver figura 3.12b)

$$\left. \frac{d\eta(\varepsilon)}{d\varepsilon} \right]_{\varepsilon=\varepsilon_D} = 0. \quad (3.2)$$

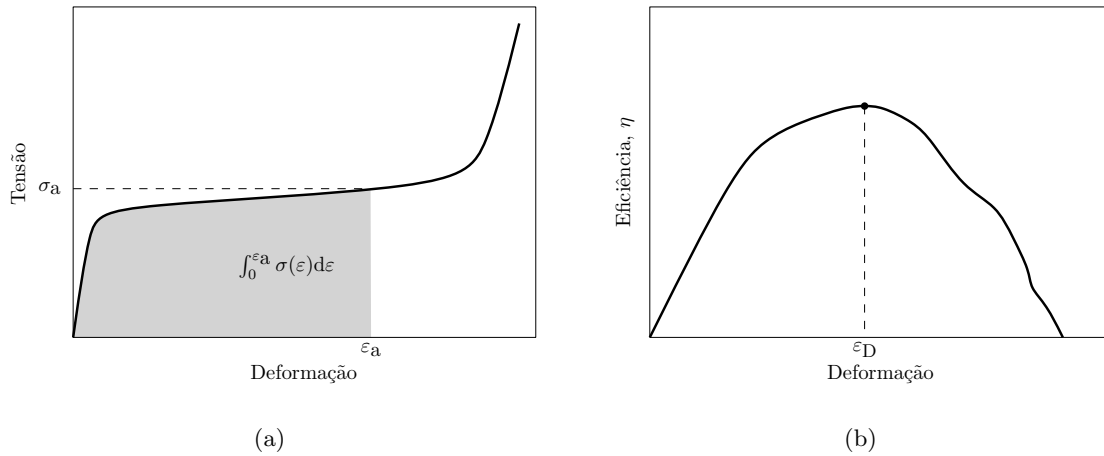


Figura 3.12: Esquema do método utilizado para determinar a deformação de densificação: (a) curva tensão-deformação nominal genérica (b) curva eficiência-deformação nominal genérica.

Tensão de patamar

Para definir a tensão de patamar, Tan et al. [2005] utilizaram o conceito de valor médio de uma função contínua. Para aplicar este conceito em ambos os regimes *quasi*-estático e dinâmico, o eixo da deformação, ε , da curva tensão-deformação nominais, foi convertido em tempo, t , através da expressão

$$t(\varepsilon) = \frac{\varepsilon L_0}{\dot{\delta}}, \quad (3.3)$$

em que L_0 corresponde ao comprimento inicial do provete e $\dot{\delta}$ à taxa de deformação do ensaio. A tensão de patamar, σ_{pl} , é definida como o valor médio da função $\sigma(t)$, no intervalo $[t_y, t_D]$, isto é

$$\sigma_{pl} = \frac{1}{t_D - t_y} \int_{t_y}^{t_D} \sigma(t) dt \quad (3.4)$$

em que t_y e t_D estão relacionados com as deformações de cedência, ε_y , e de densificação, ε_D , respectivamente, através da equação 3.3. Na figura 3.13 apresenta-se de forma esquemática o método utilizado para determinar a tensão de patamar.

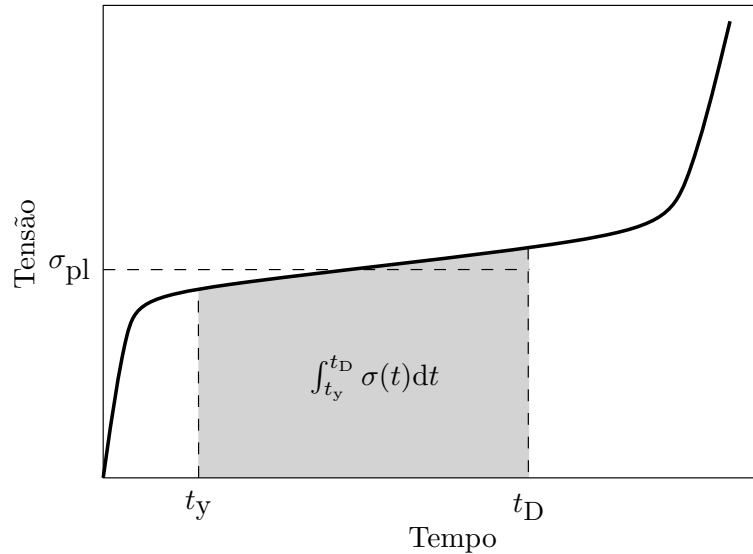


Figura 3.13: Representação esquemática do método utilizado para determinar a tensão de patamar.

3.5.2 Ensaaios de compressão uniaxial: estudo da influência da geometria e das dimensões dos provetes (Grupo I)

Observações visuais

A observação dos provetes durante os vários ensaios permitiu verificar que o mecanismo de deformação predominante consiste na formação aleatória de bandas de deformação nas zonas mais frágeis, quer devido à existência de células de maiores dimensões, quer pela existência de imperfeições em algumas células. Na maioria dos casos, as bandas de deformação formam-se em planos aproximadamente perpendiculares à direcção de carregamento. Na figura 3.14 apresentam-se imagens do provete EUD1V1QGa, para vários valores de deformação nominal, nas quais se indicam as bandas de deformação activas. A partir destas imagens verifica-se que realmente as bandas de deformação se formam nas zonas onde existem células de maiores dimensões e/ou com defeitos.

Curvas tensão-deformação nominal

A heterogeneidade da estrutura celular e, principalmente, as diferentes densidades dos provetes levam a que haja alguma dispersão nos resultados, nomeadamente nas curvas tensão-deformação dos três provetes correspondentes a cada conjunto de condições. Na figura 3.15

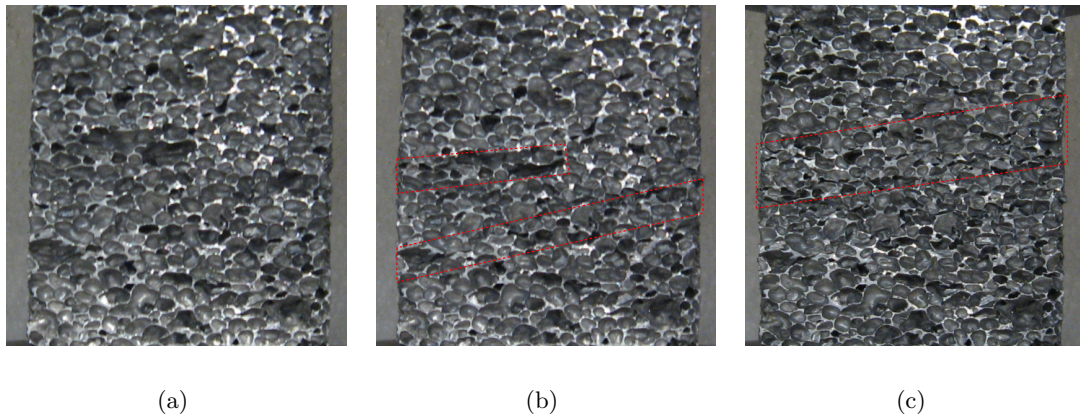


Figura 3.14: Imagens ilustrativas do mecanismo de deformação através de formação bandas aleatórias, para vários valores de deformação nominal: (a) $\varepsilon = 15\%$, (b) $\varepsilon = 20\%$ e (c) $\varepsilon = 35\%$.

apresenta-se um exemplo de três ensaios onde se verificou muita dispersão nos resultados (figura 3.15a) e outro onde se observou unicamente uma dispersão ligeira (figura 3.15b). No primeiro caso, correspondente aos ensaios com provetes paralelepípedicos pequenos (EUD1V1QP), a densidade dos provetes também apresentou alguma dispersão, sendo as densidades dos provetes EUD1V1QPa, EUD1V1QPb e EUD1V1QPc iguais a 309,58, 359,45 e 316,60 kg/m³, respectivamente. No segundo caso, as densidades dos provetes cilíndricos grandes EUD1V1CGa, EUD1V1CGb e EUD1V1CGc, iguais a 322,15, 327,59 e 324,93 kg/m³, respectivamente, têm uma dispersão significativamente menor.

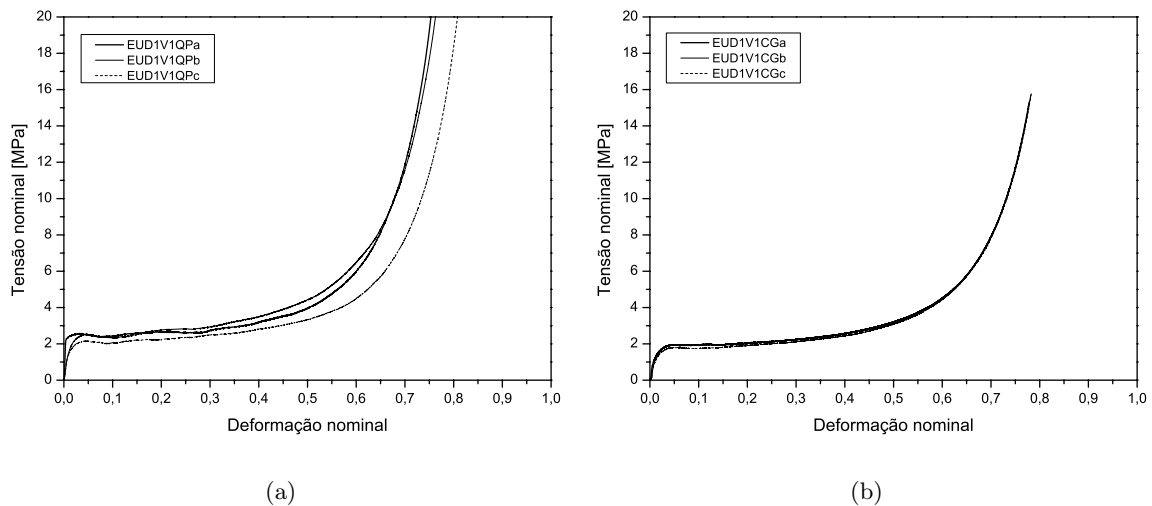


Figura 3.15: Curvas tensão-deformação nominal dos três ensaios dos provetes EUD1V1QP e EUD1V1CG.

Na figura 3.16 apresentam-se as curvas tensão-deformação nominal correspondentes a todas as geometrias e dimensões ensaiadas, nomeadamente no que diz respeito aos provetes

paralelepípedicos e cilíndricos de diferentes dimensões. Tendo em conta a dispersão de resultados característica das espumas de alumínio, pode afirmar-se que quer a geometria quer as dimensões utilizadas não têm uma influência significativa no comportamento em compressão uniaxial deste material. Por este motivo, optou-se por utilizar provetes cilíndricos com tamanho médio para os ensaios em regime *quasi*-estático.

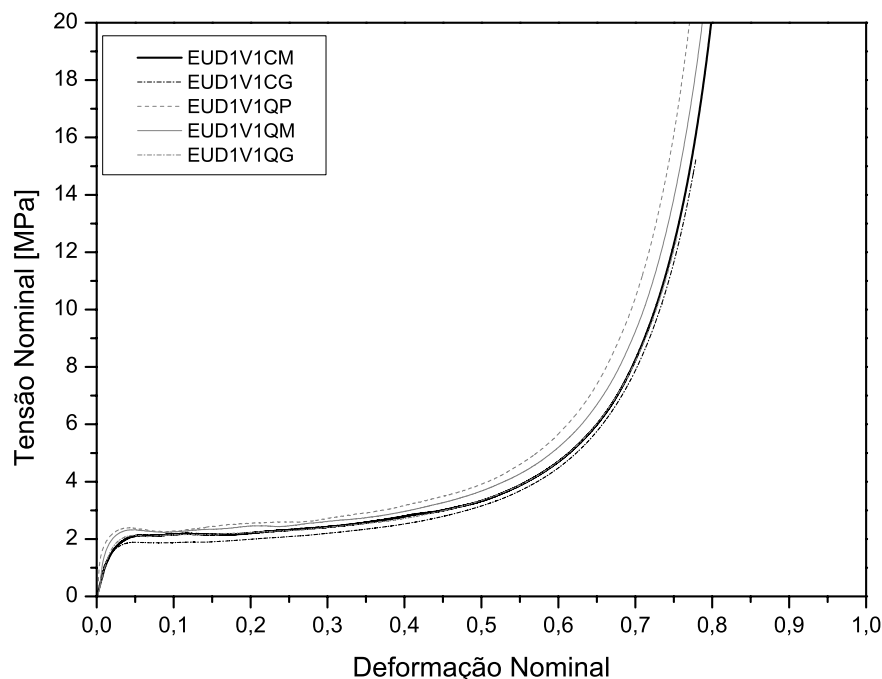


Figura 3.16: Curvas tensão-deformação nominal obtidas a partir dos ensaios do grupo I.

3.5.3 Ensaaios de compressão uniaxial: estudo da influência da velocidade de ensaio e da densidade (Grupo II)

Nesta secção estudam-se a influência dos dois parâmetros de ensaio considerados neste grupo de ensaios — a densidade e a velocidade de ensaio — nas principais propriedades mecânicas características do comportamento em compressão deste tipo de materiais: a tensão de cedência, a tensão de patamar, a deformação de densificação e a capacidade de absorção de energia. Relativamente a esta última propriedade utilizaram-se as curvas de energia específica volúmica correspondentes a uma deformação nominal de 50%. No entanto, de forma a ter presente a influência da densidade dos provetes utilizou-se também a energia específica mássica.

Curvas tensão-deformação nominal

Na figura 3.17 apresentam-se as curvas tensão-deformação nominal dos ensaios do Grupo II. Com o aumento da densidade verificou-se um aumento das tensões de cedência e de patamar, bem como uma ligeira diminuição da deformação de densificação. A influência da velocidade de ensaio, não sendo tão evidente, implicou uma análise mais aprofundada.

Na tabela 3.7 apresentam-se os valores das tensões de cedência e de patamar, e da deformação de densificação correspondentes às curvas tensão-deformação nominal do gráfico da figura 3.17. A partir destes valores fez-se uma análise quantitativa da influência da densidade e da velocidade de ensaio nas propriedades das curvas tensão-deformação nominal. De modo

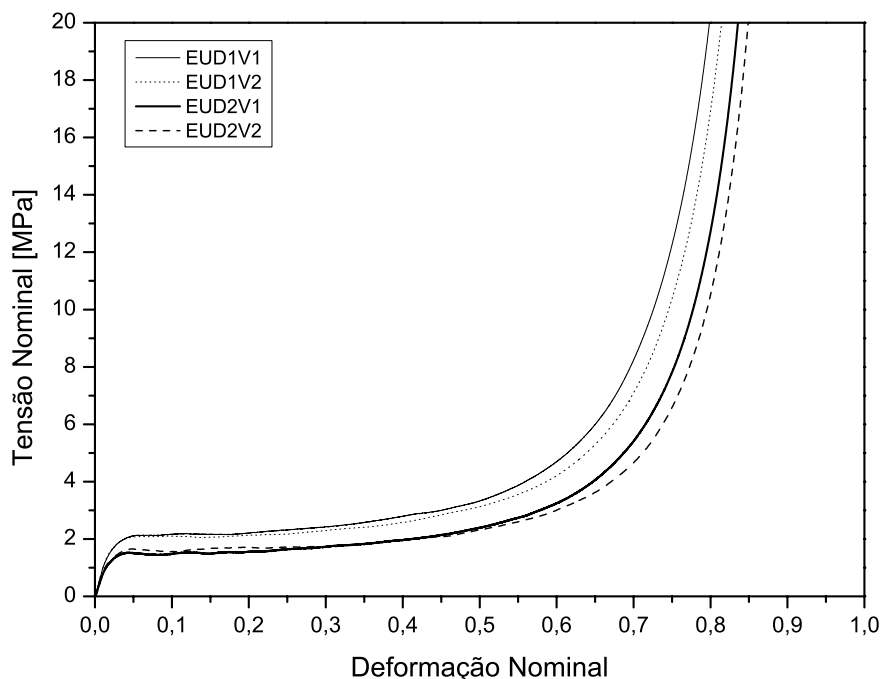


Figura 3.17: Curvas tensão-deformação nominal obtidas a partir dos ensaios do Grupo II.

a auxiliar esta análise apresentam-se na figura 3.18 os gráficos de barras obtidos a partir da tabela 3.7.

Tabela 3.7: Principais propriedades mecânicas obtidas a partir dos ensaios do Grupo II.

Referência	ρ [kg/m ³]	σ_y [MPa]	σ_{pl} [MPa]	ε_D	E_M [kJ/kg]	E_V [kJ/m ³]
EUD1V1	321,7	1,47	2,46	0,511	3,80	1191,9
EUD1V2	298,6	1,41	2,37	0,534	3,70	1134,5
EUD2V1	267,7	1,11	1,75	0,519	3,16	844,81
EUD2V2	247,8	1,11	1,87	0,567	3,52	872,37

Em primeiro lugar, fez-se a análise da influência da densidade e da velocidade de ensaio na deformação de densificação, que aparentemente dependia destes dois parâmetros. Considerando os ensaios de provetes com a mesma densidade teórica, quer seja a densidade D_1 quer a densidade D_2 , verificou-se um ligeiro aumento da deformação de densificação nos ensaios realizados à velocidade v_2 relativamente aos ensaios realizados à velocidade v_1 . Estes aumentos correspondem a 4,46 ou 9,29% para os ensaios dos provetes com densidade D_1 ou densidade D_2 , respectivamente. No entanto, este aumento pode não estar exclusivamente relacionado com o aumento da velocidade. Nos ensaios em que teoricamente os provetes tinham a mesma densidade (D_1 ou D_2) verificou-se que os valores desta são inferiores 7,17 ou 7,42%, respectivamente, nos provetes ensaiados à velocidade v_2 . De acordo com a equação 2.6, a diminuição da densidade e, conseqüentemente, da densidade relativa, implica um aumento da deformação de densificação. Por outro lado, comparando os valores da deformação de densificação em provetes ensaiados à mesma velocidade (v_1 ou v_2) verificou-se que os provetes com densidade D_2 apresentam valores 1,55 ou 6,24% superiores, respectivamente, o que também

é coerente com a equação 2.6. No entanto, neste caso, a diferença da densidade D_2 relativamente à densidade D_1 dos provetes ensaiados à velocidade v_1 ou velocidade v_2 corresponde a diminuições de 16,79 ou 17,01%, respectivamente. Portanto, como nos ensaios com a mesma densidade teórica, menores diminuições da densidade dos provetes correspondem a maiores aumentos da deformação de densificação, pode concluir-se que a velocidade de ensaio tem influência nesta última.

As restantes propriedades — as tensões de cedência e de patamar — dependem unicamente da densidade. Com o aumento da densidade, as tensões de cedência e de patamar sofreram, em média, aumentos de 29,94 e 33,83%, respectivamente.

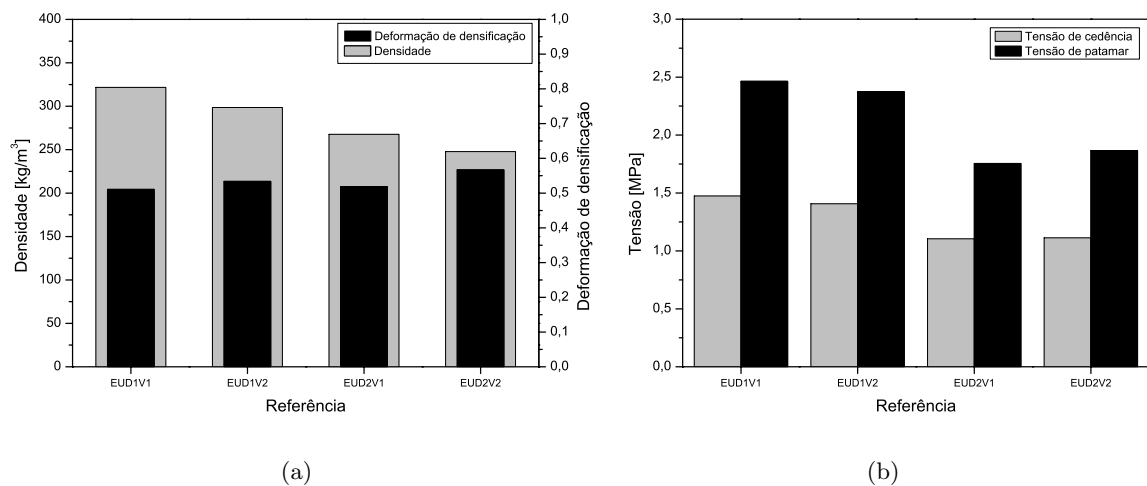


Figura 3.18: Valores de propriedades dos provetes e das curvas tensão-deformação nominal, obtidos a partir dos ensaios do Grupo II: (a) densidade e deformação de densificação, e (b) tensão de cedência e tensão de patamar.

Na figura 3.19 apresentam-se os gráficos com os valores da tensão de cedência relativa (figura 3.19a) e da deformação de densificação (figura 3.19b), em função da densidade relativa, obtidos a partir dos resultados experimentais do Grupo II deste estudo. Nestes gráficos comparam-se os valores obtidos neste estudo com os de outros estudos, todos para espumas de alumínio ALPORAS[®], e com as expressões teóricas propostas por Gibson and Ashby [1997]. Para determinar os valores da tensão de cedência relativa, σ_y^c/σ_{ys} e da densidade relativa, ρ/ρ_s , consideraram-se a tensão de cedência e a densidade do material base $\sigma_{ys} = 130$ MPa e $\rho_s = 2700$ kg/m³, respectivamente.

Da observação do gráfico da figura 3.19a verificou-se que os valores da tensão de cedência obtidos neste estudo estavam em concordância com os de outros estudos. Para comparar todos estes valores com a expressão teórica de Gibson and Ashby [1997] que permite estimar o valor da tensão de cedência, dada pela equação 2.5, adicionaram-se ao gráfico as curvas correspondentes às situações em que a expressão representa uma espuma de células abertas ou uma espuma de células fechadas. Para isso considerou-se que todo o material estava nas arestas das células ($\Phi = 1$) ou que todo o material estava nas faces ($\Phi = 0$), respectivamente. Além disso, simplificou-se a expressão desprezando o efeito do gás no interior das células, por se considerar a pressão deste aproximadamente igual à pressão atmosférica. Deste modo, constatou-se que apesar das espumas de alumínio ALPORAS[®] terem uma estrutura de células fechadas, os resultados indicam que o seu comportamento se aproxima mais do de uma

espuma de células abertas. A justificação para este facto deve-se à presença de defeitos na estrutura celular destas espumas que não foram considerados por Gibson and Ashby [1997] na determinação das expressões teóricas.

No gráfico da figura 3.19b verificou-se que os valores da deformação de densificação obtidos neste estudo estavam em conformidade com os de Andrews *et al.* [1999]. No entanto, comparando todos com a expressão proposta por Gibson and Ashby [1997] para estimar o valor da deformação de densificação, dada pela equação 2.6, constatou-se que o intervalo de valores de α proposto por Ashby *et al.* [2000] ($\alpha \in [1, 4; 2, 0]$) não permite fazer o ajustamento aos resultados experimentais. Portanto, fez-se o ajustamento através do método dos mínimos quadrados e obteve-se o valor $\alpha = 4,4$. Esta diferença significa que os valores da deformação de densificação experimentais são aproximadamente 37% inferiores aos estimados. De acordo com Gibson and Ashby [1997] o limite superior para o valor da deformação de densificação de uma espuma com densidade relativa ρ/ρ_s é $1 - \rho/\rho_s$, que corresponde ao valor da sua porosidade. No entanto, com base nos resultados deste e doutros estudos pode concluir-se que a estrutura celular de uma espuma de alumínio colapsa completamente para uma deformação inferior a esse valor.

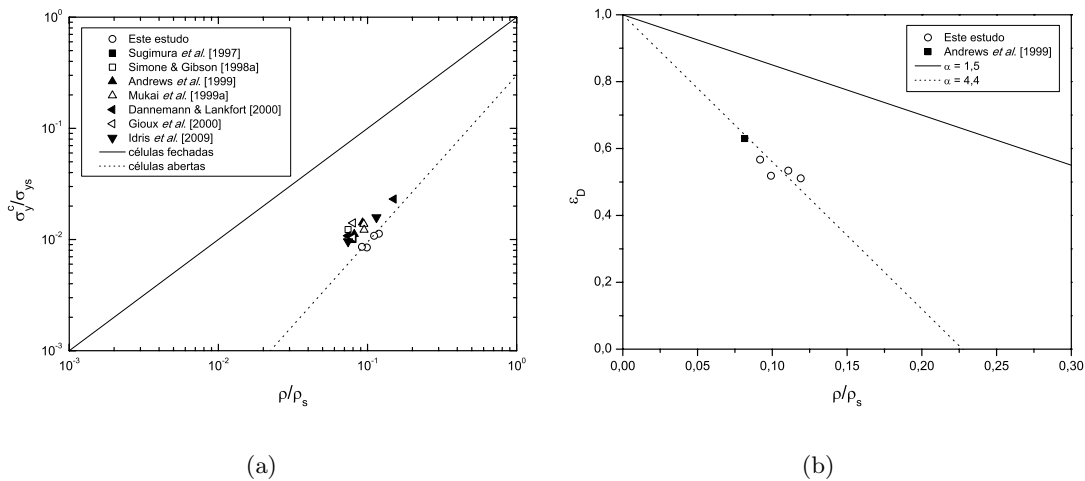


Figura 3.19: Comparação dos resultados experimentais do Grupo II deste estudo com os de outros estudos e de todos com as expressões de Gibson and Ashby [1997]: (a) tensão de cedência relativa em função da densidade relativa e (b) deformação de densificação em função da densidade relativa.

Curvas energia específica-deformação nominal

Nas figuras 3.20a e 3.20b apresentam-se as curvas de energia específica mássica e volúmica, respectivamente, em função da deformação nominal, correspondentes aos ensaios do Grupo II. Recorrendo, novamente, aos valores apresentados na tabela 3.2, fez-se uma análise quantitativa da influência da densidade e da velocidade de ensaio nas energias específicas mássica e volúmica correspondentes a 50% de deformação nominal. Os valores destas energias específicas apresentam-se de forma gráfica na figura 3.21, como meio de auxílio nesta análise.

Nos ensaios com provetes com iguais densidades teóricas (D_1 ou D_2) o aumento da velocidade traduz-se numa diminuição de 2,47 e 4,82% ou num aumento de 11,54 e 3,26% das energias específicas mássica e volúmica, respectivamente. De notar, mais uma vez, que

os provetes ensaiados à velocidade v_2 têm densidades inferiores em 7,17 ou 7,42%, caso se considere os provetes do grupo de densidade D_1 ou densidade D_2 , respectivamente. Por conseguinte, o mesmo aumento da velocidade e uma diminuição da densidade aproximadamente igual influenciaram de modo bastante diferente a energia específica. Por outro lado, se se considerarem os ensaios com a mesma velocidade (v_1 ou v_2), os aumentos da densidade em 20,17 ou 20,47% (D_1 relativamente a D_2) levam a aumentos das energias específicas mássica e volúmica de 20,38 e 41,09% ou 5,26 e 30,05%, respectivamente. Resumindo, aparentemente não se verifica existir influência da velocidade de ensaio na energia específica, enquanto a influência da densidade é evidente e significativa.

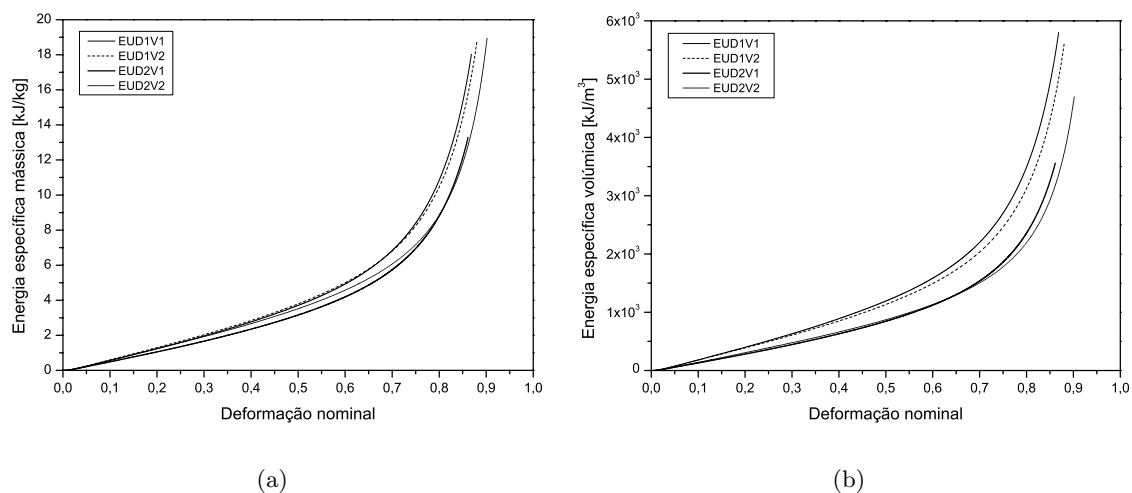


Figura 3.20: Curvas energia específica-deformação nominal obtidas a partir dos ensaios do Grupo II: (a) mássica e (b) volúmica.

3.5.4 Ensaaios de compressão triaxial: estudo da influência da pressão lateral, da densidade e da velocidade de ensaio (Grupo III)

A realização deste grupo de ensaios, comparativamente com os dos grupos anteriores, implicou um considerável aumento da complexidade, em grande medida devido ao facto de o equipamento utilizado para exercer a pressão lateral nos provetes não ser o mais adequado para este tipo de ensaios, especialmente a central hidráulica. Contudo, o circuito hidráulico projectado permitiu a manutenção de uma pressão aproximadamente constante durante os ensaios, registando-se apenas pequenas oscilações num intervalo máximo de $\pm 0,1$ MPa.

Algumas anomalias durante os ensaios levaram à sua anulação ou finalização prematura. Nos ensaios dos provetes EMD2V2P1b e EMD2V2P2b a variação exagerada da pressão (superior ao intervalo considerado aceitável, isto é $\pm 0,1$ MPa) teve como consequência a sua anulação. A célula de Hoek, mais concretamente a manga de borracha utilizada para colocar os provetes, não conseguiu suportar os esforços em alguns ensaios de provetes com densidade D_2 , nomeadamente os provetes EMD2V2P4a e EMD2V2P4b, originando fugas de óleo e consequente interrupção prematura destes. Neste caso, as curvas experimentais obtidas foram utilizadas no cálculo das curvas tensão-deformação nominal médias, visto que a pressão lateral até ao momento da fuga se manteve constante.

Ruan et al. [2007] realizaram ensaios de compressão triaxial com espumas de alumínio

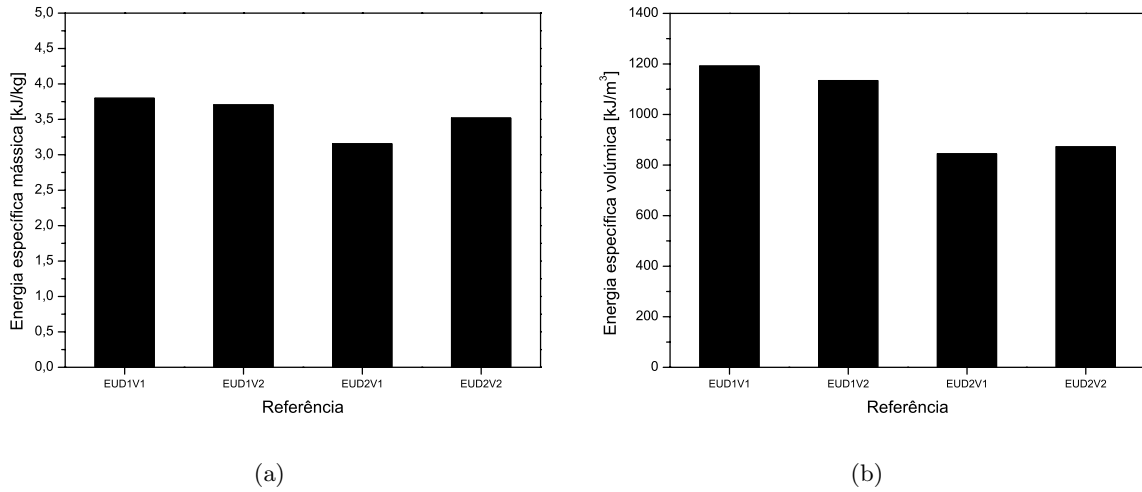


Figura 3.21: Valores das energias específicas, obtidos a partir dos ensaios do Grupo II: (a) energia específica mássica e (b) energia específica volúmica.

nos quais utilizaram equipamento e condições semelhantes às dos ensaios do Grupo III deste trabalho. Na análise dos resultados experimentais desses ensaios, estes autores estudaram o efeito do atrito entre o provete e a manga de borracha da célula de Hoek nas curvas tensão-deformação nominal e concluíram que considerando o efeito do atrito as tensões diminuíam entre 15 e 20%.

No presente trabalho optou-se, portanto, por estudar a influência do atrito entre o provete e a manga de borracha nos ensaios do Grupo III. Para este fim, utilizou-se a mesma abordagem dos autores do estudo mencionado [Ruan et al., 2007]. A força medida pela célula de carga, F_{med} , durante os ensaios realizados foi decomposta em duas parcelas correspondentes à força corrigida, F_{corr} , e à força de atrito, F_a , ou seja

$$F_{\text{med}} = F_{\text{corr}} + F_a. \quad (3.5)$$

Na figura 3.22, apresenta-se de forma esquemática o método utilizado para determinar a força de atrito. A força de atrito depende do coeficiente de atrito, μ , da pressão lateral aplicada ao provete, P , e de uma determinada área, A_s , apresentada a sombreado na figura 3.22a, de acordo com a expressão

$$F_a = \mu P A_s, \quad (3.6)$$

sendo

$$A_s = \pi d \delta, \quad (3.7)$$

em que d é o diâmetro do provete e δ a altura da área a sombreado. Ruan et al. [2007] determinaram experimentalmente, de forma aproximada, o coeficiente de atrito obtendo o valor $\mu = 0,4$, que foi utilizado no presente estudo. A área A_s não é constante ao longo do ensaio. O valor desta área varia em função do número de bandas de deformação activas em cada instante. Sendo extremamente difícil determinar o seu valor real optou-se por considerar que o valor de δ , que corresponde à soma da altura das bandas de deformação activas, varia linearmente com a deformação nominal, ε , de acordo com o gráfico da figura 3.22b. Esta aproximação tem como base a observação visual dos mecanismos de deformação durante os ensaios do Grupo I (ver secção 3.5.2). Deste modo, considerando que $\delta = L_0 \varepsilon$, em que L_0

é o comprimento inicial do provete, e substituindo a equação 3.7 na equação 3.6, a força de atrito resulta

$$F_a = \mu P \pi d L_0 \varepsilon. \quad (3.8)$$

Portanto, de acordo com a equação 3.8, em cada ensaio a força de atrito também varia linearmente com a deformação nominal. Tendo em conta que $F_{\text{med}} = \sigma_{1\text{med}} A$ e que $F_{\text{corr}} = \sigma_{1\text{corr}} A$, em que $A = \frac{\pi}{4} d^2$ é a área da secção transversal do provete, pode substituir-se a equação 3.8 na equação 3.5, obtendo-se a seguinte expressão:

$$\sigma_{1\text{med}} \frac{\pi}{4} d^2 = \sigma_{1\text{corr}} \frac{\pi}{4} d^2 + \mu P \pi d L_0 \varepsilon. \quad (3.9)$$

Simplificando e reescrevendo a equação 3.9 em função da tensão corrigida fica

$$\sigma_{1\text{corr}} = \sigma_{1\text{med}} - \frac{4\mu P L_0 \varepsilon}{d}. \quad (3.10)$$

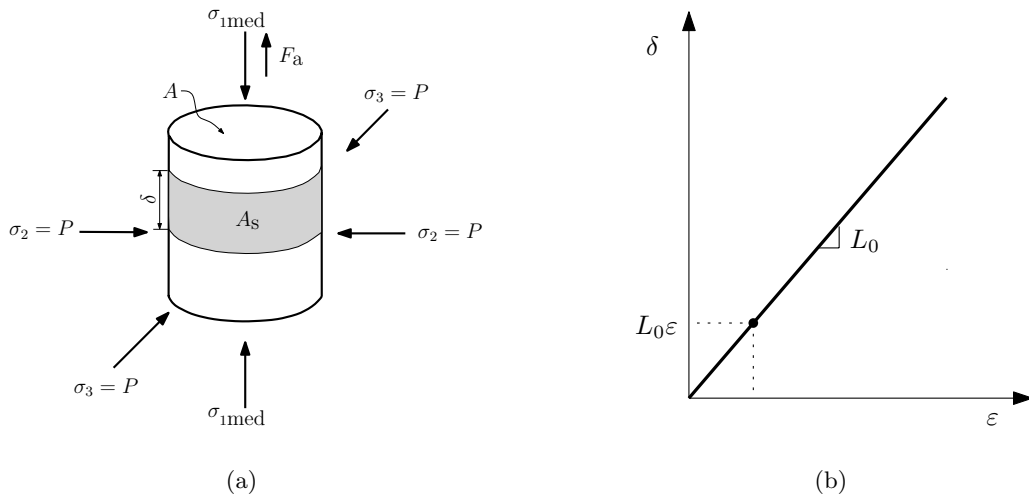


Figura 3.22: Representação esquemática do método utilizado para determinar a força de atrito nos ensaios de compressão triaxial: (a) representação do carregamento aplicado aos provetes, considerando o atrito e (b) gráfico utilizado para determinar a área, A_s , considerada no cálculo da força de atrito.

Na análise dos resultados experimentais do Grupo III aplica-se este método para estudar a influência do atrito entre os provetes e a manga de borracha da célula de Hoek.

Efeito do atrito

Na figura 3.23 mostram-se as curvas tensão-deformação nominal dos ensaios EMD1V2P1 e EMD1V2P4. Para cada um destes ensaios apresentam-se duas curvas, uma correspondente à tensão medida e outra à tensão corrigida, calculada recorrendo à equação 3.10. Nos dois ensaios não se verificaram diferenças entre a zona elástica da curva medida e da corrigida. No entanto, na zona de patamar a diferença entre as duas curvas aumenta com o aumento da deformação ε e da pressão lateral P aplicada no provete. De acordo com a equação 3.10, o aumento da pressão lateral e/ou da deformação implica o aumento da diferença entre a

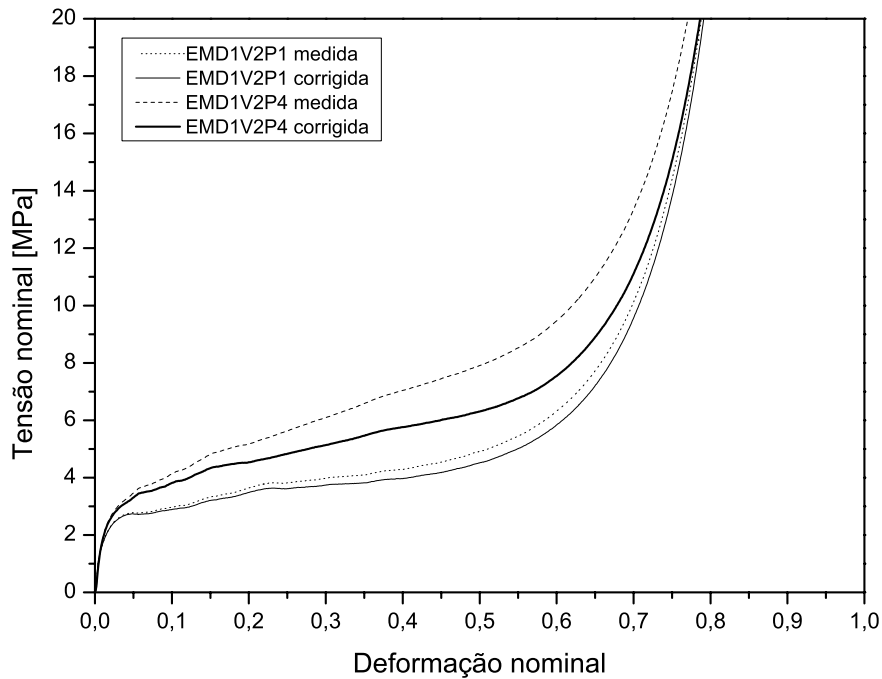


Figura 3.23: Comparação das curvas tensão-deformação nominal para a tensão medida e para a tensão corrigida, considerando o efeito do atrito, de dois ensaios do Grupo III.

tensão medida e a corrigida. Tal está relacionado com o aumento da força de atrito com o aumento destes dois parâmetros, como se pode constatar a partir da equação 3.8.

Nos gráficos de barras da figura 3.24 apresentam-se os valores das tensões de cedência e de patamar medidas e corrigidas a partir dos ensaios do Grupo III. Nestes gráficos, que foram obtidos com base nos valores apresentados nas tabelas 3.8 e 3.9, pode ver-se que os valores quer das tensões de cedência quer das tensões de patamar corrigidas são inferiores aos das tensões homólogas medidas. Nos ensaios dos provetes com densidade D_1 as tensões de cedência e de patamar corrigidas registaram diminuições, em média, de 2,39 e 12,27% relativamente às tensões medidas homólogas, respectivamente. No caso dos ensaios dos provetes com densidade D_2 as diminuições correspondem a 8,63 e 12,97%. Os valores destas diminuições são inferiores aos valores de 15 a 20% reportados por Ruan et al. [2007], porém não deixam de ser significativos.

Apesar do método utilizado para incluir os efeitos do atrito entre os provetes e a manga de borracha ser um método aproximado, considerou-se que com a sua utilização os resultados obtidos, nos ensaios do Grupo III, seriam mais próximos dos reais, relativamente à situação em que se desprezavam os efeitos do atrito. Por este motivo, nos gráficos tensão-deformação nominal deste grupo em lugar da tensão medida, σ_{1med} , utilizou-se a tensão corrigida, σ_{1corr} .

Curvas tensão-deformação nominal

Na figura 3.25 apresentam-se as curvas de tensão-deformação nominal dos ensaios do Grupo III. Em cada um dos quatro gráficos os ensaios estão agrupados por forma a permitir analisar a influência da pressão lateral nos provetes com densidades D_1 e D_2 (figuras 3.25a e 3.25b), a influência da velocidade de ensaio (figura 3.25c) e a influência da densidade (figura 3.25d). Nas figuras 3.25a e 3.25b também se incluíram as curvas dos ensaios do Grupo II nas mesmas condições relativamente à densidade teórica dos provetes e à velocidade de ensaio: ensaios

Tabela 3.8: Principais propriedades mecânicas obtidas a partir dos ensaios do Grupo III.

Referência	ρ [kg/m ³]	σ_y [MPa]	σ_{pl} [MPa]	ϵ_D	E_M [kJ/kg]	E_V [kJ/m ³]
EMD1V2P1	303,9	1,60	3,88	0,561	6,04	1835,3
EMD1V2P2	319,9	1,89	4,57	0,556	6,72	2151,6
EMD1V2P3	325,1	2,01	5,49	0,587	7,69	2500,6
EMD1V2P4	292,8	2,12	6,19	0,611	9,42	2759,5
EMD1V3P3	314,1	1,78	5,22	0,587	7,57	2378,2
EMD1V4P3	318,9	2,05	5,27	0,583	7,55	2408,0
EMD2V2P1	262,5	1,42	2,99	0,557	5,39	1415,5
EMD2V2P2	286,4	1,67	4,22	0,597	6,58	1884,4
EMD2V2P3	247,0	1,60	4,66	0,630	8,30	2050,2
EMD2V2P4	257,4	1,54	—	—	9,82	2526,7

Tabela 3.9: Principais propriedades mecânicas obtidas a partir dos ensaios do Grupo III, considerando o efeito do atrito.

Referência	ρ [kg/m ³]	σ_y [MPa]	σ_{pl} [MPa]	ϵ_D	E_M [kJ/kg]	E_V [kJ/m ³]
EMD1V2P1	303,9	1,59	3,63	0,553	5,71	1735,2
EMD1V2P2	319,9	1,87	4,08	0,544	6,10	1951,2
EMD1V2P3	325,1	1,93	4,72	0,576	6,77	2200,1
EMD1V2P4	292,8	2,05	5,08	0,584	8,06	2358,8
EMD1V3P3	318,9	1,72	4,45	0,574	6,62	2078,1
EMD1V4P3	314,1	2,02	4,55	0,581	6,61	2107,8
EMD2V2P1	262,5	1,17	2,72	0,539	5,01	1315,3
EMD2V2P2	286,4	1,63	3,70	0,589	5,88	1684,1
EMD2V2P3	247,0	1,50	3,84	0,615	7,08	1749,7
EMD2V2P4	257,4	1,42	—	—	8,26	2126,1

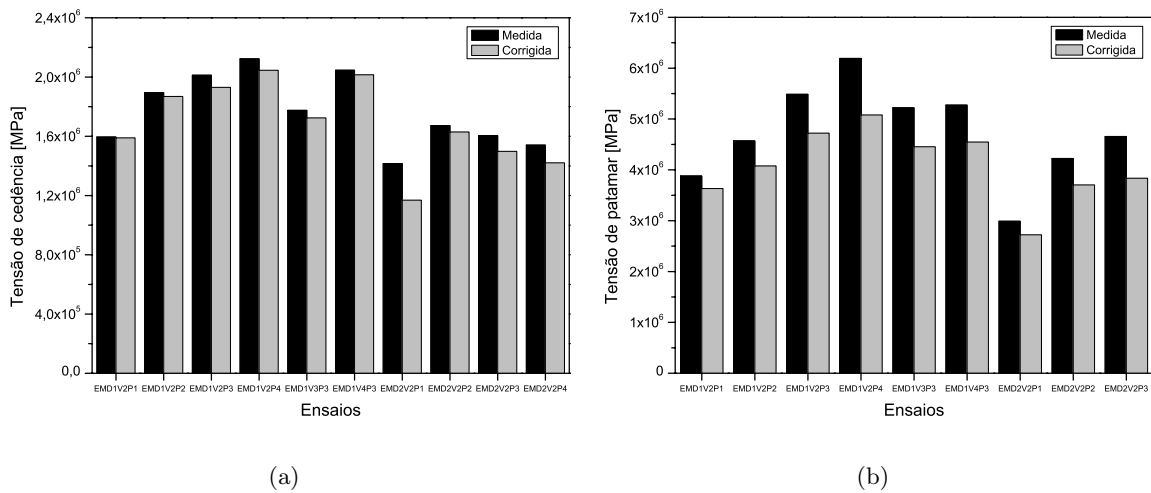


Figura 3.24: Comparação entre os valores das tensões medidas e das tensões corrigidas dos ensaios do Grupo III: (a) tensões de cedência e (b) tensões de patamar.

EUD1V2 e EUD2V2, respectivamente. Todavia, é necessário algum cuidado na comparação das curvas do Grupo II com as do Grupo III, visto que as condições de ensaio não são exatamente as mesmas. No entanto, a realização de ensaios com pressão lateral nula utilizando a célula triaxial de Hoek, de modo a ter as mesmas condições nos ensaios dos Grupos II e III, não era uma hipótese exequível. Com a utilização da tensão corrigida em vez da tensão medida, nas curvas tensão-deformação nominal dos ensaios do Grupo III, conseguiram-se minimizar os efeitos da diferença das condições de ensaio na comparação dos resultados dos ensaios destes dois grupos.

Numa análise mais qualitativa, com base nos gráficos da figura 3.25, concluiu-se que nos ensaios de provetes quer com densidade D_1 quer com densidade D_2 com o aumento da pressão lateral P a tensão de patamar aumentou. Por outro lado, a velocidade de ensaio, na gama de velocidades utilizada neste grupo de ensaios, não pareceu ter uma influência significativa nas curvas tensão-deformação nominal. A densidade dos provetes teve um efeito semelhante à pressão lateral, ou seja, com o aumento da densidade verificou-se um aumento da tensão de patamar.

Tendo por base os valores apresentados na tabela 3.9 e os gráficos da figura 3.26, obtidos a partir desta tabela, fez-se uma análise quantitativa da influência dos vários parâmetros de ensaio (densidade dos provetes, velocidade de ensaio e pressão lateral) nas propriedades das curvas tensão-deformação nominal (tensão de cedência, tensão de patamar e deformação de densificação). Em cada um dos gráficos desta figura apresentam-se os valores das várias propriedades para três conjuntos de ensaios: ensaios de provetes com densidade D_1 e velocidade de ensaio V_2 (EMD1V2Px), ensaios de provetes com densidade D_2 e velocidade de ensaio V_2 (EMD2V2Px) e ensaios de provetes com densidade D_1 e pressão lateral P_3 (EMD1VxP3). Nos dois primeiros conjuntos estudou-se a influência da pressão lateral e no último a influência da velocidade de ensaio. Este último conjunto também é composto pelo ensaio EMD1V2P3, além dos dois ensaios assinalados, por forma a ter três velocidades de ensaio distintas. No gráfico da figura 3.26a pode visualizar-se a dispersão da densidade nos provetes com a mesma densidade teórica, D_1 ou D_2 .

Para analisar a influência do aumento da pressão lateral nas várias propriedades calculou-

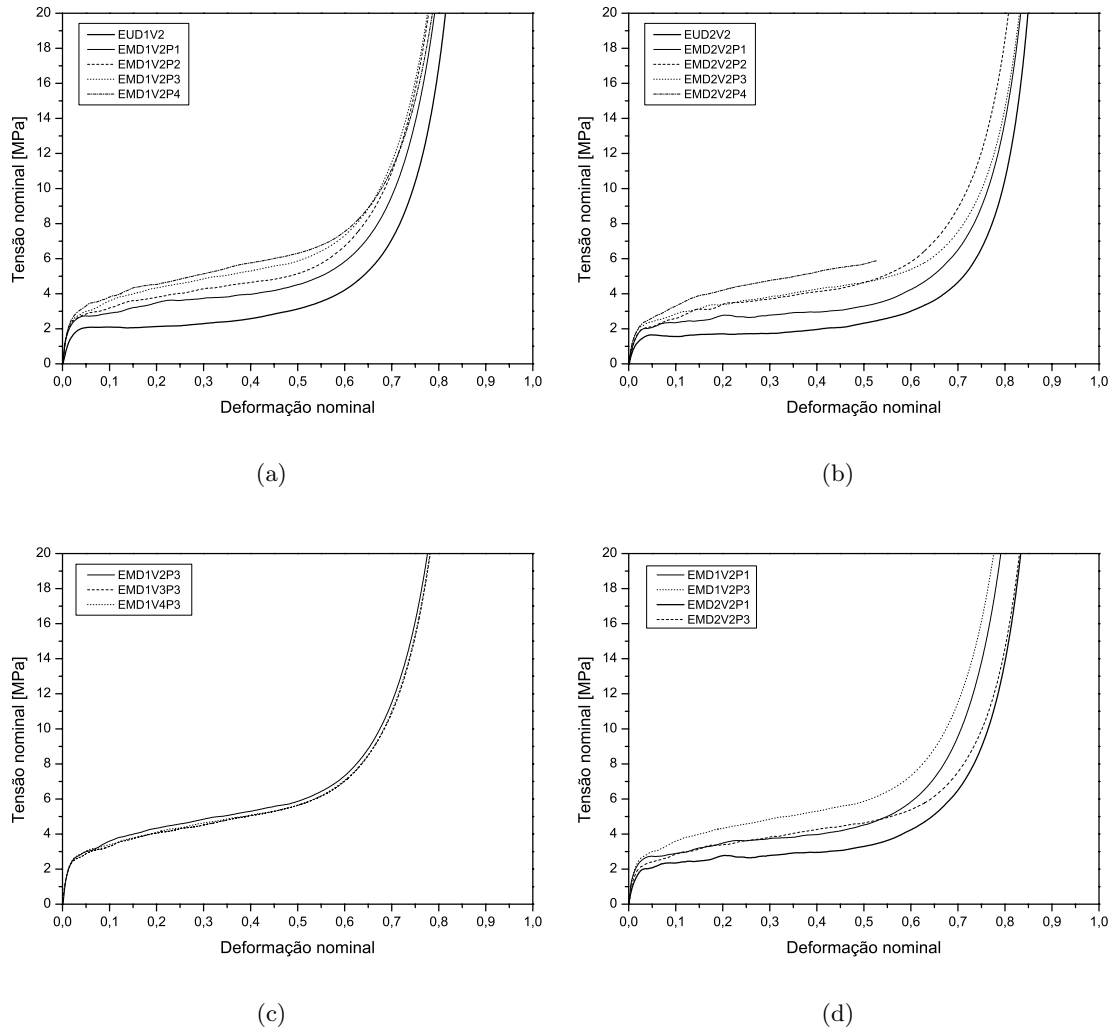


Figura 3.25: Curvas tensão-deformação nominal obtidas a partir dos ensaios do Grupo III: (a) influência da pressão nos provetes com densidade D_1 , (b) influência da pressão nos provetes com densidade D_2 , (c) influência da velocidade de ensaio e (d) influência da densidade.

-se a sua variação para cada incremento de pressão ($\Delta P = 0,5$ MPa), desde a pressão nula (ensaio de compressão uniaxial) até à pressão P_4 , e o correspondente valor médio. Deste modo, no conjunto EMD1V2Px registaram-se aumentos médios, para cada incremento de pressão, de 9,92, 22,15 e 2,32% na tensão de cedência, na tensão de patamar e na deformação de densificação, respectivamente. Nos ensaios do conjunto EMD2V2Px a única propriedade que aumentou sempre que aumentou a pressão lateral foi a tensão de patamar, que registou um aumento médio de 28,48%. Neste conjunto, os valores da tensão de cedência e da deformação de densificação não apresentaram uma tendência constante. Por outro lado, para se ter uma ideia das variações máximas verificadas em cada propriedade compararam-se os ensaios com pressão lateral superior em cada conjunto, ou seja, o ensaio com pressão lateral P_4 no conjunto EMD1V2Px e o ensaio com pressão lateral P_3 no conjunto EMD2V2Px, com os ensaios de referência EUD1V2 e EUD2V2, respectivamente, correspondentes a ensaios de compressão uniaxial (com pressão lateral nula). Assim sendo, no conjunto EMD1V2Px

registaram-se aumentos de 45,39, 113,91 e 9,44% na tensão de cedência, na tensão de patamar e na deformação de densificação, respectivamente. No conjunto EMD1V2Px, a tensão de patamar aumentou 105,50%. Portanto, o efeito provocado pelo aumento da pressão lateral nos ensaios dos conjuntos EMD1V2Px e EMD2V2Px, no geral implicou um aumento significativo das tensões de cedência e de patamar e um aumento ligeiro da deformação de densificação. No entanto, após a análise dos resultados concluiu-se não ser possível definir uma regra válida para cada uma das propriedades nos dois conjuntos.

A influência da velocidade de ensaio nas propriedades das curvas tensão-deformação nominal, estudada nos ensaios do conjunto EMD1VxP3, tal como referido anteriormente, não é significativa. Além de não se ter verificado uma tendência na variação das diferentes propriedades com o aumento da velocidade de ensaio, os valores registados ficaram sempre abaixo de 10%.

Para estudar o efeito da densidade compararam-se os resultados dos ensaios realizados com a mesma pressão lateral dos conjuntos EMD2V2Px e EMD1V2Px. Mais uma vez, a variação dos valores da deformação de densificação não apresentou um padrão. Já as tensões de cedência e de patamar, com o aumento de densidade de D_2 para D_1 , aumentaram em média 30,86 e 22,22%, respectivamente.

Tal como no Grupo II, fez-se a comparação dos resultados experimentais do Grupo III deste estudo com os de outros estudos e de todos com as expressões de Gibson and Ashby [1997]. A metodologia utilizada para esta análise foi a mesma. No entanto, devido ao facto de o número de estudos de compressão triaxial de espumas de alumínio ser reduzido e se se considerarem somente os estudos com espumas de alumínio ALPORAS® ainda mais reduzido, a comparação com outros estudos ficou bastante limitada. Na figura 3.27 apresentam-se os gráficos da tensão de cedência relativa (figura 3.27a) e da deformação de densificação (figura 3.27b) em função da densidade relativa, obtidos a partir dos resultados do Grupo III. Da análise destes dois gráficos retiraram-se basicamente as mesmas conclusões relativamente ao grupo anterior.

Os valores da tensão de cedência estão em concordância com os dos dois estudos apresentados. De realçar, no entanto, que os valores publicados por Deshpande and Fleck [2000b] posicionam-se fora dos limites estabelecidos pelas expressões de Gibson and Ashby [1997] para as espumas com estrutura integral de células abertas e de células fechadas. Contudo, todos os valores experimentais aproximam-se mais da curva correspondente às espumas de células abertas.

Mais uma vez, não se verificou o ajustamento entre a expressão teórica proposta por Gibson and Ashby [1997] para a deformação de densificação e os valores experimentais. Os valores experimentais da deformação de densificação são aproximadamente 30% inferiores relativamente à estimativa teórica. Desta vez, após o ajustamento pelo método dos mínimos quadrados, obteve-se para o parâmetro α o valor 3,9.

Curvas energia específica-deformação nominal

As curvas de energia específica mássica e volúmica em função da deformação nominal, correspondentes aos ensaios do Grupo III, apresentam-se na figura 3.28. Para complementar estes resultados apresentam-se também os valores da energia específica mássica e volúmica para 50% de deformação nominal, nos gráficos de barras das figuras 3.29a e 3.29b, respectivamente, obtidos a partir da tabela 3.9.

As energias específicas mássica e volúmica aumentam com o aumento da pressão lateral e com o aumento da densidade e mostraram ser pouco sensíveis à velocidade de ensaio, para a gama de velocidades utilizada.

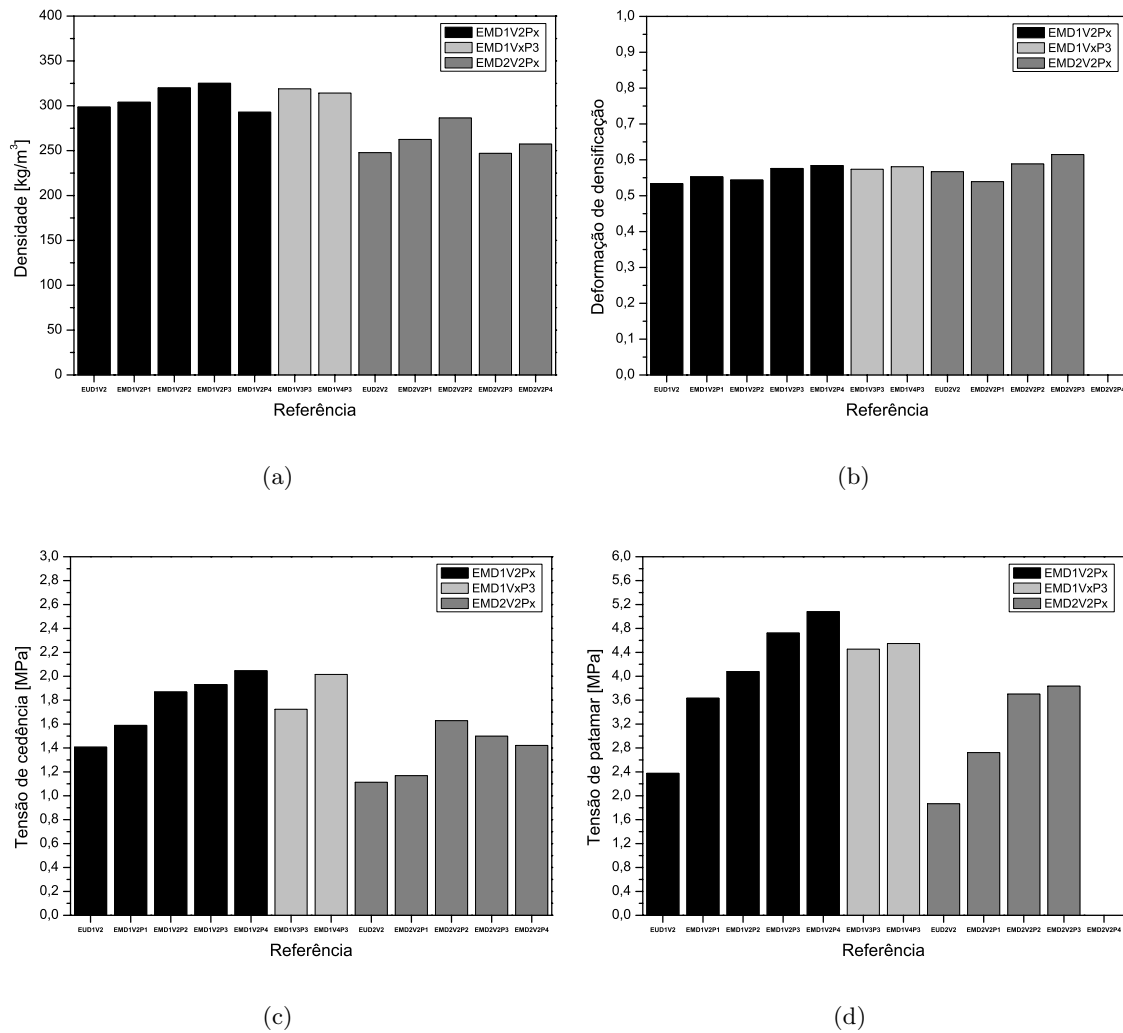
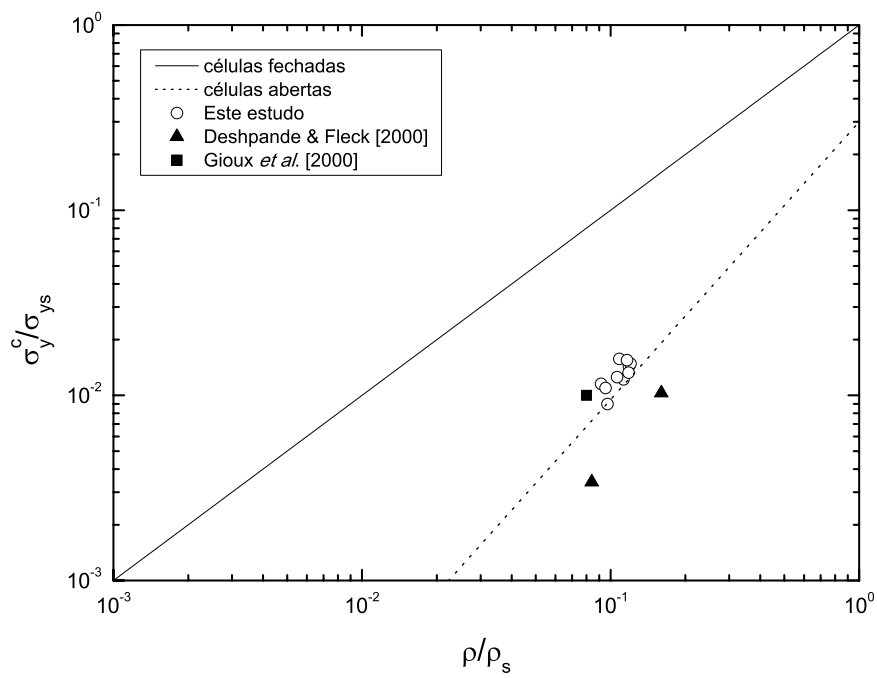


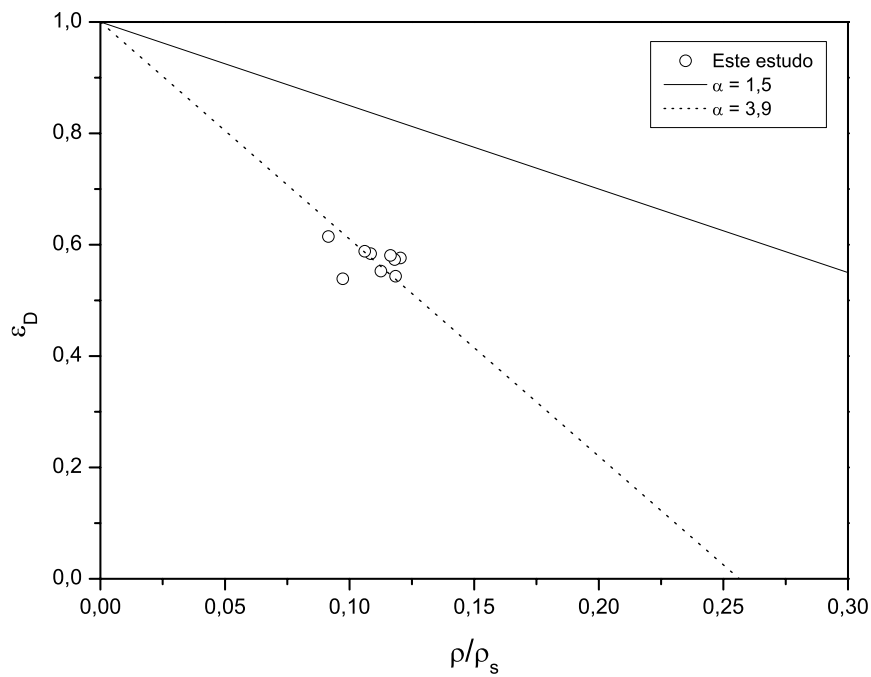
Figura 3.26: Valores de propriedades dos provetes e das curvas tensão-deformação, obtidos a partir dos ensaios do Grupo III: (a) densidade, (b) deformação de densificação, (c) tensão de cedência e (d) tensão de patamar.

O efeito do aumento da pressão lateral nos ensaios do conjunto EMD1V2Px traduziu-se em aumentos médios de 22,73 e 21,34% nas energias específica mássica e volúmica, respectivamente. No conjunto EMD1V2Px, esses aumentos foram em média de 24,20 e 26,05%, respectivamente. Estes valores correspondem aos aumentos médios das energias específicas para cada incremento de pressão. Considerando agora as variações máximas verificadas nas energias específicas mássica e volúmica, por meio da comparação dos dois ensaios com pressão lateral superior em cada conjunto (ensaios com pressão lateral P_4) com os ensaios de referência (EUD1V2 e EUD2V2), registaram-se aumentos de 117,41 e 107,92% para o conjunto EMD1V2Px e de 134,67 e 143,71% para o conjunto EMD2V2Px.

O aumento da densidade de D_2 para D_1 traduziu-se num aumento médio de 21,12% da energia específica volúmica. A energia específica mássica não apresentou uma tendência clara nos resultados, aumentando com o aumento da densidade nos ensaios realizados às pressões P_1 e P_2 , e diminuindo nos ensaios realizados às pressões P_3 e P_4 .



(a)



(b)

Figura 3.27: Comparação dos resultados experimentais do Grupo III deste estudo com os de outros estudos e de todos com as expressões de Gibson and Ashby [1997]: (a) tensão de cedência relativa em função da densidade relativa e (b) deformação de densificação em função da densidade relativa.

3.5.5 Ensaaios de compressão uniaxial com descarga-recarga (Grupo IV)

Como já foi referido e explicado, para determinar experimentalmente e com exactidão o módulo de Young de espumas de alumínio deve medir-se o declive de uma curva de descarga na zona inicial da curva tensão-deformação nominal no lugar do declive da zona elástica.

Na figura 3.30 apresenta-se a curva tensão-deformação nominal de um dos ensaios do Grupo IV, onde podem ver-se os cinco ciclos de descarga-recarga efectuados. Os valores do módulo de Young para cada um dos três ensaios e para cada um dos cinco ciclos de descarga-recarga podem ver-se na figura 3.31. Nos três ensaios, os valores obtidos são semelhantes no primeiro e no quarto ciclos, assim como no segundo e no terceiro. Neste estudo optou-se por considerar o módulo de Young obtido no primeiro ciclo de descarga-recarga de cada ensaio. Para comparar os valores do módulo de Young obtidos a partir do declive de curvas de descarga com os resultantes da medição do declive da zona elástica da curva tensão-deformação nominal, determinaram-se estes últimos para cada ensaio. Na tabela 3.10 apresentam-se os valores do módulo de Young obtidos a partir destes dois métodos, assim como as correspondentes diferenças relativas. Tal como em estudos anteriores [Beals and Thompson, 1997; Sugimura et al., 1997; Simone and Gibson, 1998a; Andrews et al., 1999] as diferenças relativas registadas foram significativas. Comparativamente com o valor do módulo de Young do catálogo do fornecedor, ou seja $E = 0,7$ GPa, os valores obtidos por meio do declive das curvas de descarga foram os que mais se aproximaram deste. Na figura 3.32 apresentam-se

Tabela 3.10: Valores do módulo de Young obtidos a partir dos declives da zona elástica e de curvas de descarga e respectivas diferenças relativas.

Ensaio	Módulo de Young [GPa]		Diferença relativa [%]
	Descarga	Zona elástica	
Ensaio 1	0,809	0,073	-90,9
Ensaio 2	0,649	0,092	-85,8
Ensaio 3	0,800	0,122	-84,7

os valores do módulo de Young relativo E/E_s , obtidos experimentalmente para as espumas de alumínio ALPORAS[®] neste e noutros estudos, em função da densidade relativa ρ/ρ_s e comparam-se com a expressão teórica desenvolvida por Gibson and Ashby [1997], dada pela equação 2.4. Porém, esta equação foi simplificada, desprezando o termo referente ao efeito do gás no interior das células. No gráfico representa-se a equação simplificada e adaptada a espumas de células abertas e de células fechadas. Para isso considerou-se que todo o material estava nas arestas das células ($\Phi = 1$) e que todo o material estava nas faces ($\Phi = 0$), respectivamente. Para determinar os valores do módulo de Young relativo considerou-se o módulo de Young do material base $E_s = 69$ GPa. Da análise do gráfico podem retirar-se essencialmente duas conclusões. Em primeiro lugar, verificou-se que os valores obtidos neste estudo estão de acordo com os de outros estudos. A outra conclusão é que apesar de as espumas de alumínio ALPORAS[®] terem uma estrutura de células fechadas os valores aproximam-se mais da curva correspondente às espumas de células abertas. Mais uma vez, a explicação para este facto tem que ver com a presença de defeitos na estrutura celular destas espumas.

3.6 Conclusões

Nos ensaios experimentais *quasi*-estáticos estudou-se a influência de vários parâmetros (geometria e dimensões dos provetes, densidade, velocidade de ensaio e pressão lateral) nas prin-

cipais propriedades mecânicas (tensão de cedência, tensão de patamar e deformação de densificação) referentes ao comportamento em compressão de espumas de alumínio ALPORAS®. Determinou-se ainda o valor do módulo de Young destas espumas.

Não se verificou influência da geometria e das dimensões dos provetes utilizados no comportamento em compressão uniaxial das espumas. Mesmo os resultados obtidos para os provetes com menores dimensões, com uma média de 4 células em cada direcção, não apresentaram diferenças significativas relativamente aos dos provetes de dimensões designadas neste trabalho por média e grande. No entanto, optou-se por utilizar provetes de dimensão média nos ensaios *quasi*-estáticos.

Como seria de esperar, a densidade foi o parâmetro que teve maior impacto nas propriedades mecânicas estudadas. Quer nos ensaios de compressão uniaxial quer nos de compressão triaxial, o aumento da densidade implicou aumentos significativos das tensões de cedência e de patamar e, conseqüentemente, da energia específica. A deformação de densificação apresentou uma ligeira diminuição nos ensaios de compressão uniaxial e nos de compressão triaxial não foi possível definir um padrão para a sua variação.

A velocidade de ensaio mostrou ter alguma influência unicamente na deformação de densificação dos ensaios de compressão uniaxial. Com o aumento da velocidade de ensaio verificou-se um ligeiro aumento da deformação de densificação. No entanto, também se constatou que este aumento se devia em parte à diminuição da densidade dos provetes dos ensaios realizados a maior velocidade. Na deformação de densificação dos ensaios de compressão triaxial e nas restantes propriedades as variações foram pouco expressivas e não permitiram definir padrões de comportamento.

Com o aumento da pressão lateral, nos ensaios de compressão triaxial, a tensão de patamar e a energia específica aumentaram significativamente. Quanto à influência da pressão lateral na tensão de cedência e na deformação de densificação não foi possível estabelecer padrões.

O módulo de Young determinado a partir do declive da zona elástica da curva tensão-deformação nominal originou a obtenção de valores inferiores aos reais. Constatou-se que os valores obtidos em descarga são mais correctos que os determinados a partir do declive da zona elástica. As diferenças dos valores obtidos pelos dois métodos são bastante significativas.

Os valores da tensão de cedência obtidos experimentalmente, quer nos ensaios de compressão uniaxial quer nos de compressão triaxial, quando comparados com as expressões teóricas de Gibson and Ashby [1997] mostraram que as espumas de alumínio ALPORAS®, apesar de terem uma estrutura de células fechadas, têm um comportamento mais próximo de espumas de células abertas. O mesmo se verificou com os valores do módulo de Young.

A deformação de densificação teórica, determinada pela expressão proposta por Gibson and Ashby [1997], dá origem a valores mais de 30% superiores aos obtidos experimentalmente neste e noutros estudos.

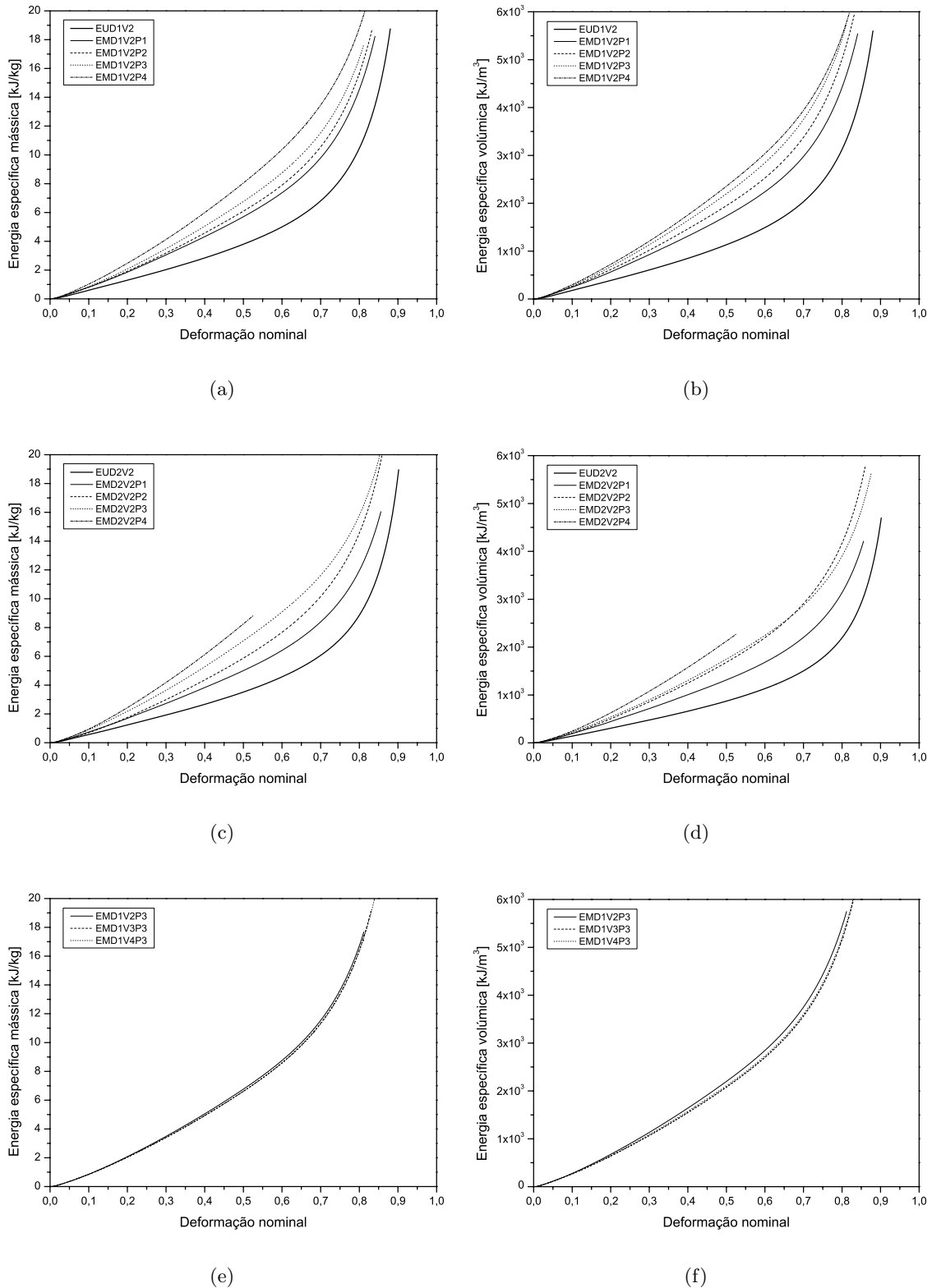


Figura 3.28: Curvas das energias específicas mássica e volúmica em função da deformação nominal, obtidas a partir dos ensaios do Grupo III: (a) e (b) provetes com densidade D_1 e pressão variável, (c) e (d) provetes com densidade D_2 e pressão variável, e (e) e (f) provetes com densidade D_1 , ensaiados à pressão P_3 e velocidade variável.

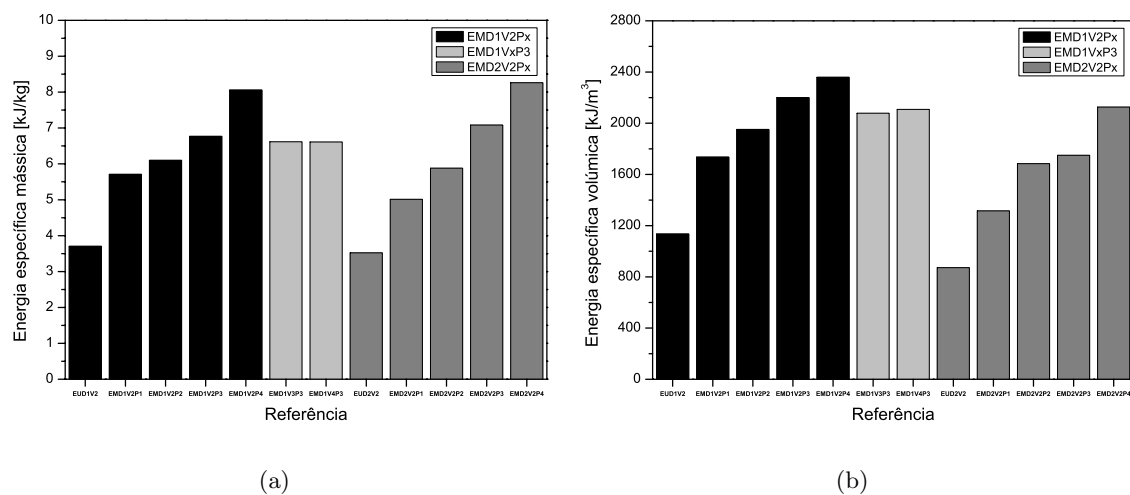


Figura 3.29: Valores das energias específicas obtidos a partir dos ensaios do Grupo III: (a) energia específica mássica e (b) energia específica volúmica.

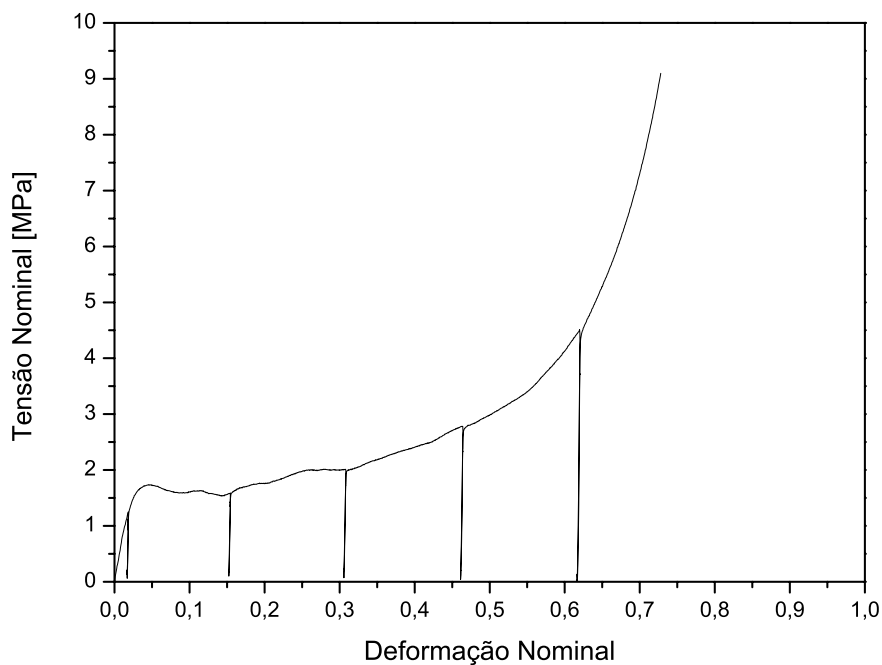


Figura 3.30: Curva tensão-deformação nominal de um dos ensaios do Grupo IV.

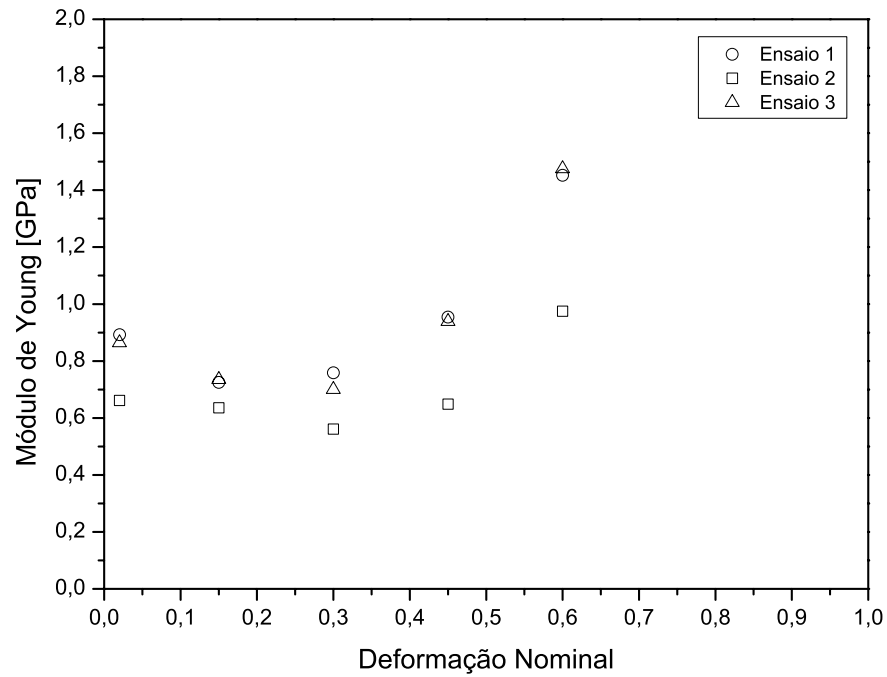


Figura 3.31: Valores do módulo de Young, obtidos experimentalmente, para os cinco valores de deformação nominal correspondentes aos ciclos de descarga-recarga.

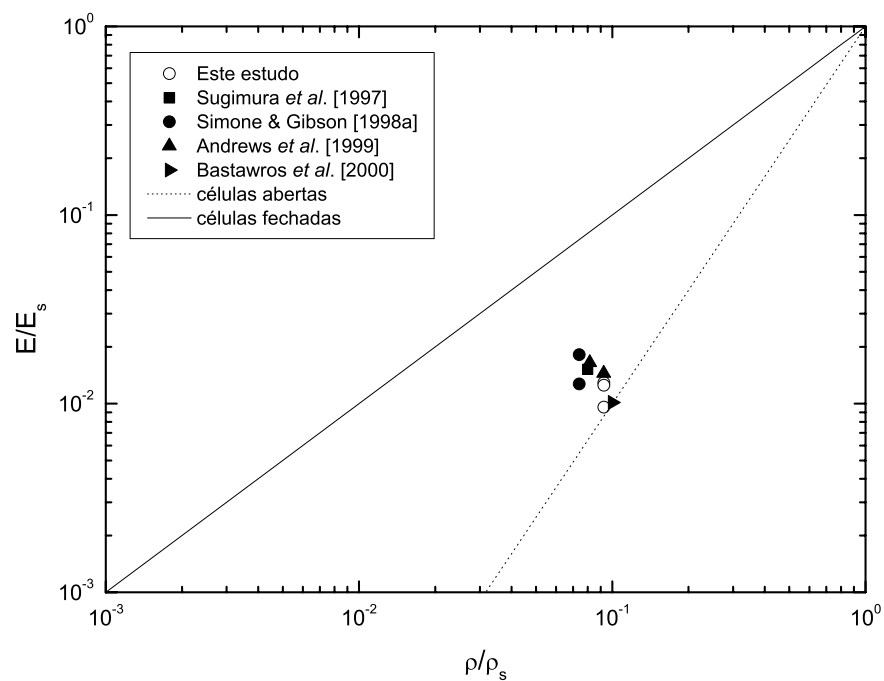


Figura 3.32: Valores do módulo de Young relativo em função da densidade relativa obtidos experimentalmente neste e noutros estudos para as espumas de alumínio ALPORAS®.

Capítulo 4

Ensaaios experimentais dinâmicos

Neste capítulo faz-se a caracterização experimental no regime dinâmico das espumas de alumínio ALPORAS®. A influência da velocidade de impacto/taxa de deformação nas propriedades mecânicas destas espumas, nomeadamente nas tensões de cedência e de patamar, e na capacidade de absorção de energia (quantificada pela energia específica) é o objecto de estudo. Os resultados experimentais obtidos são comparados com os obtidos nos ensaios *quasi*-estáticos.

4.1 Introdução

De uma forma genérica, a caracterização experimental de materiais pode ser realizada utilizando diversas técnicas. O principal critério para seleccionar a técnica é o regime de solicitação, que pode ser caracterizado pela taxa de deformação. Na figura 4.1 apresenta-se um esquema onde se mostram os vários regimes de taxa de deformação e as principais técnicas experimentais que podem ser utilizadas em cada um deles. No regime dinâmico as técnicas mais utilizadas para obter as propriedades mecânicas de materiais são as barras de Hopkinson¹ [Hopkinson, 1914], também denominadas dispositivo de Kolsky, o ensaio de Taylor² [Taylor, 1946] e o ensaio de impacto de uma placa³ [GrayIII, 2000].

Como já se referiu na secção 2.5, uma das áreas onde a utilização de espumas de alumínio tem maior potencial são as aplicações estruturais, nomeadamente em estruturas e componentes para aplicações de impacto e de protecção balística e contra ondas de choque. O denominador comum nestas aplicações é que se enquadram em regimes onde a inércia é importante, mais concretamente no regime dinâmico e de impacto. Por este motivo, no planeamento de um estudo experimental para caracterizar o comportamento mecânico de espumas de alumínio devem prever-se ensaios quer no regime *quasi*-estático quer no regime dinâmico. Na maior parte dos estudos experimentais que se encontram na literatura, os autores investigaram o efeito da taxa de deformação e da velocidade de impacto no comportamento em compressão uniaxial de espumas de alumínio. As técnicas mais utilizadas têm sido a das barras de Hopkinson e a do impacto directo (ver Reid and Peng [1997]). Deshpande and Fleck [2000a] utilizaram estas duas técnicas na caracterização mecânica de espumas de alumínio. Quer

¹A designação em Língua Inglesa é *split-Hopkinson pressure bar* cuja sigla é SHPB.

²A designação em Língua Inglesa é *Taylor impact*.

³A designação em Língua Inglesa é *plate impact*.

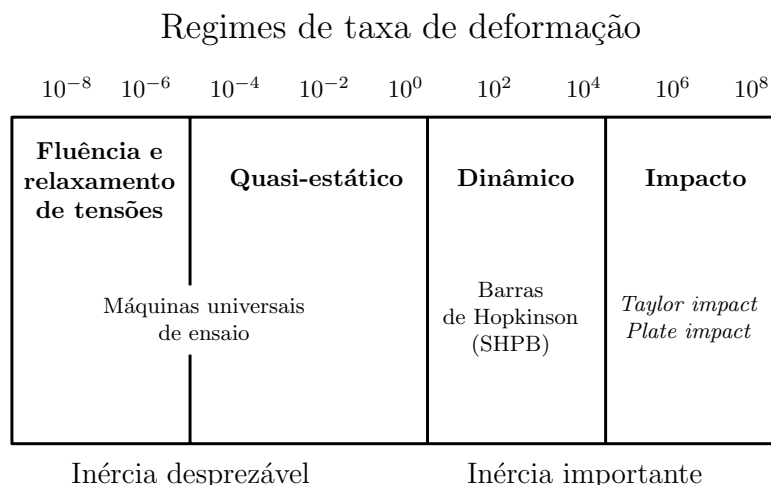


Figura 4.1: Regimes de taxa de deformação e principais técnicas experimentais utilizadas em cada um deles (adaptado de [Field et al., 2004]).

neste texto quer no de Tan et al. [2005] encontram-se descrições das duas técnicas, assim como as suas vantagens e limitações.

Na literatura, apesar de ainda ser matéria de discussão, são vários os autores ([Deshpande and Fleck, 2000a; Daxner, 2003; Zhao et al., 2005, 2006; Edwin Raj et al., 2009]) que apontam quatro mecanismos distintos como potenciais causas na origem do aumento da resistência mecânica das espumas metálicas sob condições de carregamento dinâmico: (i) sensibilidade à taxa de deformação do material de base, (ii) escoamento do gás no interior das células, (iii) efeitos de microinércia e (iv) efeito de onda de choque. De acordo com os autores referidos, a explicação para cada um destes mecanismos é a seguinte:

Sensibilidade à taxa de deformação do material de base — Na secção 2.4 apresentaram-se algumas expressões desenvolvidas por Gibson and Ashby [1997] para estimar o valor de algumas propriedades mecânicas das espumas metálicas. Na expressão 2.5 verifica-se que a tensão de cedência das espumas metálicas de células fechadas depende quer da tensão de cedência do material base quer da densidade da espuma. Assim, de acordo com esta expressão, se o material base for sensível à taxa de deformação a espuma também será. Deshpande and Fleck [2000a] analisaram a relação entre a sensibilidade à taxa de deformação de espumas de alumínio e do material base. Neste estudo concluíram que ambas são da mesma ordem de grandeza. No entanto, no caso do alumínio esta sensibilidade é baixa.

Escoamento do gás no interior das células — Os poros das espumas metálicas com células fechadas estão preenchidos com um gás resultante do processo de fabrico. Num ensaio de compressão no regime *quasi*-estático à medida que o provete vai sendo comprimido e as paredes celulares fracturando o gás escapa lentamente. Por outro lado, num ensaio de compressão no regime dinâmico a diminuição abrupta de volume a que as células são sujeitas não permite o escoamento instantâneo do gás e origina um aumento da pressão deste. Este aumento de pressão leva a um aumento das tensões no provete relativamente ao ensaio no regime *quasi*-estático. Contudo, na maioria dos estudos realizados, este aumento de pressão não revelou ser significativo e este mecanismo não é considerado a causa do aumento da resistência mecânica das espumas metálicas no regime dinâmico.

Efeitos de microinércia — Os efeitos de inércia das paredes e das arestas celulares, designados por efeitos de microinércia, podem alterar os mecanismos de deformação e consequentemente originar um aumento da resistência das espumas metálicas quando sujeitas a carregamentos no regime dinâmico ou de impacto. Estes efeitos devem-se essencialmente à localização da deformação, que origina taxas de deformação locais muito superiores ao valor médio. Calladine and English [1984] estudaram os efeitos de microinércia para dois tipos de estruturas, representadas esquematicamente na figura 4.2, que denominaram de tipo I e de tipo II. Em regime *quasi*-estático o modo de deformação de ambas as estruturas é por flexão. No entanto, em regime dinâmico ou de impacto, devido aos efeitos da inércia lateral, as estruturas de tipo II deformam-se inicialmente por compressão axial e só depois por flexão, implicando um aumento da energia de deformação plástica. Assim, ao contrário das estruturas de tipo I, as de tipo II são sensíveis à taxa de deformação. Deshpande and Fleck [2000a] afirmam que as espumas de alumínio apresentam um comportamento semelhante às estruturas de tipo I devido à presença de inúmeros defeitos na sua estrutura celular, que leva a que o modo de deformação predominante das paredes e/ou arestas celulares seja por flexão ou fractura. Deste modo, a influência dos efeitos de microinércia no aumento da resistência das espumas de alumínio no regime dinâmico e de impacto é, na maior parte dos casos, reduzida.

Efeito de onda de choque — O efeito de onda de choque surge quando as espumas são sujeitas a um impacto a velocidades elevadas, acima de um valor crítico. Num estudo experimental sobre comportamento da madeira em regime dinâmico, Reid and Peng [1997] consideraram um modelo de propagação de onda unidimensional para descrever o aumento da tensão de patamar com o aumento da velocidade de impacto. Outra simplificação considerada foi assumir o comportamento da madeira como rígido-perfeitamente plástico, caracterizado pela tensão de patamar σ_{pl} e pela deformação de densificação ε_D , e representado na figura 4.3a. Este modelo foi utilizado por outros autores para espumas de alumínio ([Deshpande and Fleck, 2000a; Zhao et al., 2005]). Na figura 4.3b mostra-se esquematicamente o mecanismo de propagação de uma onda de choque através de uma espuma metálica. Quando uma placa com velocidade v embate num bloco de espuma de alumínio forma-se uma onda de choque que se propaga no sentido da zona de impacto para a extremidade fixa. Na parte do bloco à frente da onda o valor da tensão iguala a tensão de patamar σ_{pl} e a densidade da espuma mantém-se igual à densidade inicial ρ . Na parte do bloco atrás da onda a espuma atinge a deformação de densificação ε_D e, consequentemente, a densidade de densificação, e a tensão sofre um aumento relativamente à tensão de patamar. O valor desta tensão σ_d , denominada tensão de patamar dinâmica aumentada, determina-se pela expressão

$$\sigma_d = \sigma_{pl} + \frac{\rho v^2}{\varepsilon_D}. \quad (4.1)$$

Com esta expressão pode calcular-se a velocidade crítica a partir da qual se verifica o efeito de onda de choque numa determinada espuma. Para isso, a maioria dos autores considera que a tensão σ_d representa um aumento relativamente à tensão de patamar σ_{pl} quando o seu valor é uma determinada percentagem superior (tipicamente igual a 20%), dependendo da espuma em causa. Este critério deve-se à grande heterogeneidade da estrutura celular da maioria das espumas metálicas, resultando numa dispersão dos valores das suas propriedades. Tan et al. [2005] reportaram valores de 108 e 42 m/s para as velocidades críticas de espumas com o nome comercial Cymat SAF® e células de

dimensão média igual a 4 e a 14 mm, respectivamente. Por outro lado, Deshpande and Fleck [2000a] determinaram o valor da velocidade crítica para uma espuma de alumínio com propriedades médias, obtendo o valor de 50 m/s.

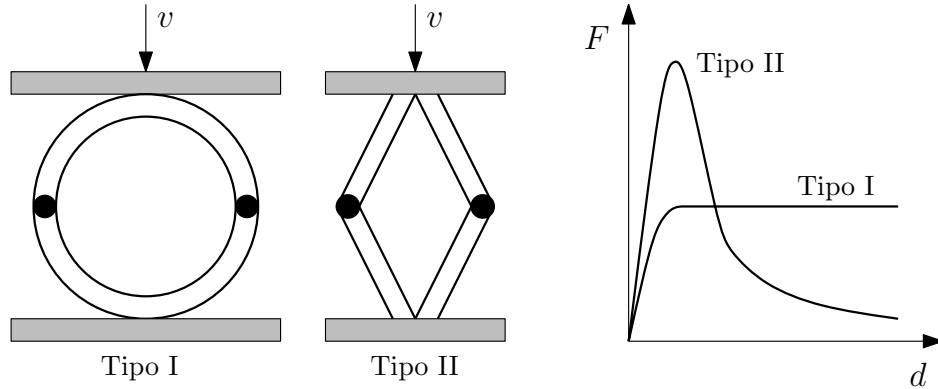


Figura 4.2: Representação esquemática da deformação de estruturas de tipo I e de tipo II (adaptado de [Calladine and English, 1984]).

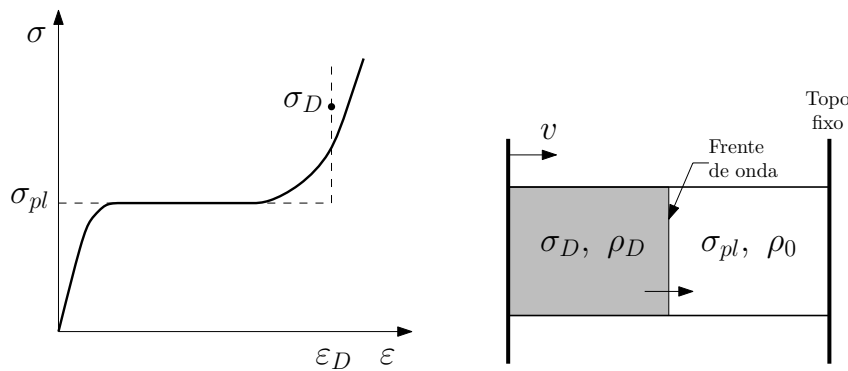


Figura 4.3: Representação esquemática do mecanismo de propagação de uma onda de choque em espumas metálicas (adaptado de [Reid and Peng, 1997]).

O número de estudos experimentais dedicados ao comportamento dinâmico de espumas de alumínio não é tão elevado quanto ao de estudos no regime *quasi*-estático. Nos parágrafos seguintes, apresentam-se os principais estudos experimentais sobre a caracterização do comportamento mecânico de espumas de alumínio no regime dinâmico.

Mukai et al. [1999] estudaram a sensibilidade à taxa de deformação de espumas de alumínio ALPORAS®. Estes autores utilizaram a técnica das barras de Hopkinson, com barras de aço, e registraram aumentos de 67 e 50% na tensão de patamar e na energia específica absorvida (a 55% de deformação nominal), respectivamente, com o aumento da taxa de deformação (entre $10^{-3} - 10^3 \text{ s}^{-1}$).

Kanahashi et al. [2000] também estudaram a sensibilidade à taxa de deformação, mas de espumas de alumínio de células abertas obtidas pelo processo de fundição usando um material polimérico como precursor. A técnica utilizada foi a mesma do estudo anterior, e o dispositivo e a gama de taxas de deformação semelhantes. Os autores reportaram sensibilidade das espumas à taxa de deformação (entre $10^{-3} - 10^3 \text{ s}^{-1}$), verificando-se aumentos de cerca de 60% quer nas tensões de patamar quer na capacidade de absorção de energia.

Hall et al. [2000] estudaram o efeito da densidade e a sensibilidade à taxa de deformação no comportamento em compressão uniaxial de espumas de alumínio de células fechadas obtidas pelo processo de pulverotecnologia. Estes autores também utilizaram a técnica das barras de Hopkinson, com barras de aço e verificaram que quer a tensão de patamar quer a energia específica aumentavam com o aumento da densidade relativa e eram praticamente insensíveis à taxa de deformação (entre $10^{-3} - 10^3 \text{ s}^{-1}$).

Deshpande and Fleck [2000a] além do dispositivo das barras de Hopkinson convencional utilizaram também a técnica de impacto directo em ensaios com provetes de espumas de alumínio Alulight® (densidades relativas entre 17 e 40%) e Duocel®, com estruturas de células fechadas e de células abertas, respectivamente. Nos ensaios destas últimas, os autores utilizaram ainda a barra de saída em PMMA. Em ambos os casos os autores verificaram que a tensão de patamar era insensível à variação da taxa de deformação (entre $10^{-3} - 10^3 \text{ s}^{-1}$). A velocidade de impacto máxima utilizada nos ensaios foi 50 m/s. Nas espumas de células fechadas verificou-se que a tensão de patamar aumentava com o aumento da densidade relativa. Os mecanismos de deformação não se alteraram do regime *quasi*-estático para o dinâmico, quer nas espumas de células abertas quer nas de células fechadas. No entanto, enquanto que nas primeiras se verificou que o mecanismo de deformação era por colapso uniforme e contínuo, nas segundas o mecanismo de deformação era por colapso de bandas localizadas aleatoriamente.

Dannemann and Lankford [2000] utilizaram a técnica das barras de Hopkinson, com barras de alumínio, para ensaiar provetes de espumas de alumínio de células fechadas e de células abertas, ALPORAS® e Duocel®, respectivamente. No caso das espumas de alumínio ALPORAS® foram ensaiados provetes de duas densidades (7,4 e 15%) e verificou-se a influência da taxa de deformação (entre $10^{-3} - 10^3 \text{ s}^{-1}$) principalmente nas de maior densidade. O principal mecanismo na origem do aumento da resistência mecânica destas espumas deveu-se, segundo os autores, ao escoamento do gás através das células fracturadas, sendo controlado pela geometria das células: forma, dimensões e espessura das paredes. As espumas de células abertas mostraram ser insensíveis à taxa de deformação.

Para estudar mais aprofundadamente o mecanismo de escoamento do gás no interior das células, Dannemann et al. [2002] realizaram um estudo distinto recorrendo ao mesmo dispositivo de barras de Hopkinson, no qual utilizaram somente espumas de alumínio ALPORAS® de uma única densidade. Em alguns provetes fizeram microfuros passantes com um diâmetro de $300 \mu\text{m}$, distribuídos regularmente numa malha quadrangular, de modo a permitir a passagem de gás entre as células. Além disso, também realizaram alguns ensaios em condições de temperatura e pressão atmosféricas e outros em vácuo. Nos provetes sem furos verificou-se um aumento da tensão de patamar com o aumento da taxa de deformação. Ainda para os provetes sem furos, para uma mesma taxa de deformação os provetes testados em vácuo apresentaram uma tensão de patamar inferior. Nos provetes com furos não se verificou influência nem da taxa de deformação, nem das condições de pressão, na tensão de patamar. De acordo com os autores, este estudo mostrou que o escoamento do gás no interior das células era o mecanismo que mais contribuía para o aumento da resistência no comportamento em compressão das espumas de alumínio ALPORAS®.

Yi et al. [2001] utilizaram um dispositivo de barras de Hopkinson, com barras de aço, para estudarem a capacidade de absorção de energia de impacto de espumas de alumínio de células abertas obtidas pelo processo de sinterização de pós. Constataram que a tensão de cedência e a energia específica aumentavam, e a deformação de densificação diminuía ligeiramente quer com o aumento da taxa de deformação (entre $10^{-3} - 10^3 \text{ s}^{-1}$) quer com o aumento da densidade relativa (entre 15 – 29%). Estes autores também verificaram que as espumas com densidade relativa superior apresentavam uma maior sensibilidade à taxa de deformação.

Yu et al. [2003] utilizaram um dispositivo semelhante ao do estudo anterior para estudar a sensibilidade à taxa de deformação de espumas de alumínio de células abertas, produzidas por um processo denominado fundição usando materiais granulares (*casting around space holder materials*, [Banhart, 2001]). Estas espumas não apresentaram sensibilidade à taxa de deformação e os autores observaram que o mecanismo de deformação era o mesmo quer no regime *quasi*-estático quer no dinâmico, e era por deformação contínua e uniforme.

Lopatnikov et al. [2003] propõem uma nova técnica para o teste de materiais celulares, que denominaram *Taylor cylinder-Hopkinson bar*, e que resulta da combinação das técnicas das barras de Hopkinson e do *Taylor impact*. De acordo com os autores, este é um método simples e confiável para investigar a deformação de espumas metálicas submetidas a impacto, em condições de ausência de equilíbrio de forças. Outro objectivo da aplicação desta técnica é a determinação da tensão crítica do modelo elasto-perfeitamente-plástico-rígido⁴ equivalente à curva tensão-deformação da espuma testada.

Zhao et al. [2005] utilizaram a técnica das barras de Hopkinson, com barras de nylon, para estudar a sensibilidade à taxa de deformação de duas espumas de alumínio de células fechadas produzidas por diferentes métodos, nomeadamente as espumas de alumínio FOAMINAL[®] ($\rho = 600 \text{ kg/m}^3$) e Cymat SAF[®] ($\rho = 250 \text{ kg/m}^3$). A velocidade máxima do impactor, na técnica das barras de Hopkinson, está limitada pela tensão de cedência das barras. Assim, para poderem realizar ensaios a maior velocidade, os autores utilizaram a técnica de impacto directo em alguns ensaios. Com o aumento da taxa de deformação (entre $10^{-4} - 10^3 \text{ s}^{-1}$) registou-se um aumento das tensões de 15%, aproximadamente, nas espumas de alumínio FOAMINAL[®]. As espumas Cymat SAF[®] mostraram ser insensíveis à taxa de deformação. De acordo com os autores, estes resultados devem-se aos efeitos de microinércia, devido ao facto de os mecanismos de deformação das duas espumas serem diferentes. Nas espumas FOAMINAL[®] verificou-se que o mecanismo de deformação era por flexão das paredes e arestas celulares e nas Cymat SAF[®] por fractura destas.

Montanini [2005] utilizou um dispositivo de impacto instrumentado do tipo bi-pêndulo para estudar a sensibilidade à taxa de deformação (entre $10^{-3} - 10^2 \text{ s}^{-1}$) e a capacidade de absorção de energia de diferentes espumas de alumínio. Para este estudo seleccionou três tipos de espumas de alumínio, as M-Pore, as Cymat SAF[®] e as Shunk (a primeira de células abertas e as duas últimas de células fechadas), obtidas por três diferentes processos de fabrico, numa extensa gama de densidades (entre $140 - 750 \text{ kg/m}^3$). Todos os ensaios dinâmicos foram realizados com uma velocidade inicial de $2,5 \text{ m/s}$. No entanto, os autores alertam para o facto de o dispositivo utilizado não garantir uma velocidade constante ao longo de cada ensaio. Os resultados experimentais mostraram que a sensibilidade à taxa de deformação pode ser considerada desprezável para as espumas M-Pore e significativa para as espumas Cymat SAF[®] e Shunk. Em relação à capacidade de absorção de energia verificou-se que para o mesmo volume de material e para a mesma densidade, mas de diferentes tipos de espumas, esta pode ser bastante diferente (em alguns casos o triplo).

Tan et al. [2002] e Tan et al. [2005] utilizaram a técnica de impacto directo para determinar as principais propriedades mecânicas de espumas de alumínio Cymat SAF[®], no regime dinâmico. De acordo com os autores, o aumento da resistência mecânica das espumas não está relacionado com uma sensibilidade à taxa de deformação, mas sim à velocidade de impacto/inércia. Este é apontado como o principal factor para as conclusões contraditórias encontradas na literatura relativamente ao aumento da resistência mecânica das espumas metálicas em regime dinâmico. Outros factores apontados são a incompreensão dos mecanismos de aumento de resistência, a inconsistência na determinação das propriedades mecânicas

⁴Em inglês, este modelo é designado por *elastic-perfectly-plastic-rigid*, cuja sigla é E-P-P-R.

e a escolha da técnica experimental. Os autores determinaram os valores das velocidades críticas para este material, a partir dos quais se verifica uma transição no mecanismo de deformação para o tipo onda de choque, sendo estes iguais a $v_{cr} = 108$ e 42 m/s, para espumas com células de dimensão média igual a 4 e a 14 mm, respectivamente. Para velocidades subcríticas, verificaram que o aumento da resistência mecânica se devia a efeitos de microinércia e era sensível à dimensão das células e aos defeitos da estrutura celular. Tal como no regime *quasi*-estático, o mecanismo de deformação observado consistia na multiplicação de bandas de deformação discretas. Para velocidades supercríticas aqueles autores registaram uma alteração no mecanismo que provocava o aumento da resistência mecânica, nomeadamente os efeitos de onda de choque, e que este era insensível à dimensão das células e aos defeitos da estrutura celular. A deformação era progressiva e a partir da superfície de impacto.

Mukai et al. [2006] utilizaram a técnica das barras de Hopkinson recorrendo a dois dispositivos diferentes, um com barras de aço e outro com barras de magnésio (estas últimas devido à sua baixa impedância), para estudar a sensibilidade à taxa de deformação, e a influência da densidade e da dimensão média das células no comportamento em compressão de espumas de alumínio ALPORAS®. Para isso consideraram três grupos de espumas correspondentes a duas densidades relativas ($0,155$ e $0,106$) e a três dimensões médias das células ($2,37$, $2,88$ e $3,74$ mm). Os autores verificaram que a tensão de patamar aumentava com o aumento da taxa de deformação (entre $10^{-3} - 10^3$ s $^{-1}$) e da densidade, e com a diminuição da dimensão média das células.

Yu et al. [2006], além da sensibilidade à taxa de deformação, também estudaram o efeito da dimensão média das células no comportamento em compressão de espumas de alumínio de células abertas e de células fechadas, obtidas pelos processos de fundição usando materiais granulares e de pulverotecnologia, respectivamente. Os autores utilizaram espumas com várias dimensões médias de células e a técnica das barras de Hopkinson. Estes autores concluíram que o comportamento mecânico de ambas as espumas era sensível quer à taxa de deformação (entre $10^{-3} - 10^3$ s $^{-1}$) quer à dimensão média das células. Mais concretamente, verificaram que a tensão de patamar aumentava com o aumento da taxa de deformação e/ou com a diminuição do tamanho médio das células.

Avalle et al. [2009] utilizaram as técnicas das barras de Hopkinson com múltiplos pulsos (ver também [Peroni et al., 2006]) e do impacto directo para avaliar o efeito da taxa de deformação no comportamento mecânico de espumas de alumínio obtidas pelo processo de pulverotecnologia. Os autores não observaram sensibilidade à taxa de deformação das propriedades mecânicas destas espumas.

Tal como no estudo de Mukai et al. [2006], Cady et al. [2009] também utilizaram a técnica das barras de Hopkinson, com barras de magnésio, para estudar o comportamento em compressão de espumas de alumínio ALPORAS®. No entanto, neste estudo foi considerada apenas uma densidade e os ensaios foram realizados a três temperaturas distintas: 77 , 173 e 295 K. Alguns provetes foram submetidos a um tratamento térmico de recozimento a baixa temperatura. Os autores constataram que para taxas de deformação elevadas, a partir de um valor crítico não determinado, predominavam os efeitos de onda de choque durante a deformação, e aspectos como a dimensão das células e os defeitos eram insignificantes. A deformação era progressiva e contínua a partir da face que sofria o impacto. Nos ensaios dinâmicos o efeito da temperatura não mostrou ser tão significativo como nos ensaios *quasi*-estáticos, segundo os autores, talvez devido ao aquecimento localizado provocado pela compressão a altas taxas de deformação. No entanto, quer as tensões quer a energia específica aumentaram com a diminuição da temperatura. Os autores verificaram ainda que os provetes aparentavam ter tensões residuais que podiam ser parcialmente eliminadas através de

um tratamento térmico de recozimento a baixa temperatura. A prova disso está no facto dos ensaios que realizaram com os provetes submetidos a um tratamento térmico apresentarem um abaixamento das tensões.

Edwin Raj et al. [2009] utilizaram a técnica das barras de Hopkinson, com barras de alumínio, sendo a barra de transmissão oca, uma técnica desenvolvida por Chen et al. [1999] para o ensaio de materiais de baixa impedância. Estes autores estudaram a influência da taxa de deformação e da densidade relativa no comportamento em compressão de espumas de alumínio de células fechadas, obtidas pelo processo de fabrico denominado expansão directa do metal fundido por adição de um agente expensor. Concluíram que a sensibilidade à taxa de deformação aumenta com o aumento da densidade relativa e que para densidades relativas inferiores a 15% aquela sensibilidade é praticamente inexistente.

Em resumo, na maioria dos estudos experimentais, os autores estudaram a sensibilidade à taxa de deformação das propriedades mecânicas das espumas de alumínio e as conclusões são, por vezes, confusas e contraditórias. Ashby et al. [2000] e Tan et al. [2005] afirmam que é necessário separar os efeitos da taxa de deformação e da velocidade de impacto na resposta dinâmica de espumas metálicas. Para estes, a insensibilidade das propriedades mecânicas das espumas de alumínio à taxa de deformação está relacionada com o facto de o alumínio ser um material pouco sensível à taxa de deformação. Por outro lado, a principal causa do aumento da resistência mecânica das espumas de alumínio no regime dinâmico são os efeitos de inércia do material e de propagação de onda de choque, que podem ser tratados considerando uma análise de onda de choque unidimensional.

4.2 Barras de Hopkinson

Neste trabalho, a técnica seleccionada para realizar os ensaios dinâmicos foi a das barras de pressão de Hopkinson. Assim, nas próximas secções far-se-á uma breve descrição do seu princípio de funcionamento, das suas principais limitações, da sua adaptação para a caracterização de materiais celulares e do equipamento utilizado nos ensaios experimentais dinâmicos deste trabalho.

A configuração do dispositivo denominado barras de pressão de Hopkinson, tal como a conhecemos hoje, é o resultado de um longo processo de desenvolvimento, que começou no início do Século XX. Todavia, este é um processo que ainda não está finalizado, visto que esta técnica experimental continua a ser alvo de investigação e desenvolvimento.

A primeira versão do dispositivo actualmente designado por barras de pressão Hopkinson foi desenvolvida por Bertram Hopkinson, em 1914 [Hopkinson, 1914]. O dispositivo, que consistia numa barra de pressão integrada num pêndulo, foi projectado com o objectivo de medir a intensidade e a duração da pressão produzida na detonação de explosivos ou no impacto de projecteis a alta velocidade. Em 1948, R.M. Davies [Davies, 1948] aperfeiçoou este dispositivo, nomeadamente o sistema de medição, substituindo o sistema de lápis e papel utilizado por B. Hopkinson por outro composto por microfones capacitivos e amplificadores electrónicos. Em 1949, Herbert Kolsky [Kolsky, 1949] adaptou o dispositivo proposto por Bertram Hopkinson, aproveitando as melhorias introduzidas por R.M. Davies, para permitir a caracterização do comportamento mecânico de materiais submetidos a condições de carregamento de impacto. A inovação consistiu na utilização de um dispositivo composto por duas barras em vez de uma só, sendo o provete do material a caracterizar colocado entre as duas barras. A configuração deste dispositivo é muito próxima da dos utilizados actualmente para a caracterização de materiais em compressão no regime dinâmico. Daí que o dispositivo comumente designado por barras de pressão de Hopkinson seja também denominado barras de pressão de Kolsky

por alguns autores. No entanto, o dispositivo desenvolvido por Ulric Lindholm⁵ [Lindholm, 1971], em 1962, baseado nos dispositivos de B. Hopkinson e H. Kolsky, é o que actualmente se utiliza na maioria dos laboratórios para a caracterização da resposta dinâmica de materiais a elevadas taxas de deformação.

Na figura 4.4 apresenta-se, esquematicamente, a configuração de um dispositivo de barras de pressão de Hopkinson. Este dispositivo é composto por duas barras, normalmente do mesmo material e com área de secção transversal igual, denominadas barra de entrada/incidência e barra de saída/transmissão. O provete é colocado entre estas duas barras. Uma terceira barra denominada impactor, também do mesmo material e com igual área de secção transversal, é disparada por um canhão de ar comprimido e ao embater na barra de entrada é gerada uma onda elástica de compressão designada por onda incidente. A onda incidente propaga-se na barra de entrada e, ao atingir a interface barra de entrada/provete, uma parte é reflectida (onda reflectida) e outra é transmitida através do provete para a barra de saída (onda transmitida). A amplitude e a duração do pulso incidente são proporcionais à velocidade e ao comprimento do impactor, respectivamente. Dois extensómetros, normalmente colocados a meio de cada uma das barras — barra de entrada e barra de saída —, medem a onda incidente ε_i , a onda reflectida ε_r e a onda transmitida ε_t .



Figura 4.4: Representação esquemática do dispositivo denominado barras de pressão de Hopkinson.

4.2.1 Determinação da tensão, da taxa de deformação e da deformação no provete

A partir das três ondas medidas pelos extensómetros podem determinar-se a tensão, a taxa de deformação e a deformação no provete. Na base das expressões que permitem determinar estas propriedades do provete estão a teoria da elasticidade e a teoria de propagação de ondas elásticas em meios contínuos, mais especificamente para o caso particular da propagação de ondas elásticas em barras para meios unidimensionais. Estas teorias amplamente descritas na literatura não serão abordadas aqui. Neste texto, cingir-nos-emos a apresentar as expressões essenciais para a determinação da tensão, da taxa de deformação e da deformação no provete, obtidas pela técnica das barras de Hopkinson [Meyers, 1994].

Na figura 4.5 apresentam-se esquematicamente as velocidades e as forças nas interfaces barra de entrada/provete e provete/barra de saída, aqui designadas por face 1 e face 2, respectivamente, utilizadas para determinar as propriedades do provete. Considerando barras prismáticas finas — ou seja, se a sua área de secção transversal for constante ao longo do seu comprimento e o seu diâmetro for bastante inferior ao seu comprimento — e elásticas, podem desprezar-se os efeitos de dispersão e utilizar-se o modelo de propagação de onda unidimensional. Se, além disso, todas as barras forem do mesmo material linear elástico — com módulo de Young E_b ($E_1 = E_2 = E_b$) e velocidade de propagação de onda c_0 ($c_1 = c_2 = c_0$) — e com a mesma área de secção transversal, A_b ($A_1 = A_2 = A_b$), as

⁵Designado por *Southwest Research Institute® Split-Hopkinson Pressure Bar apparatus* ou mais abreviadamente por *SwRI Split-Hopkinson Pressure Bar*.

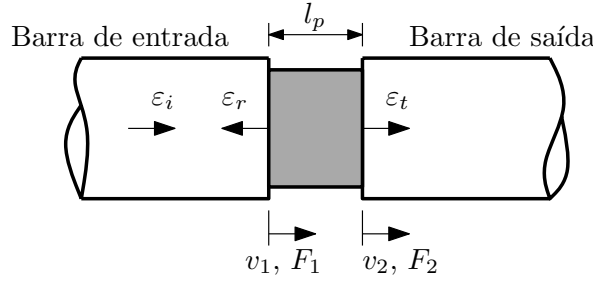


Figura 4.5: Grandezas envolvidas na determinação das propriedades do provete.

velocidades nas faces 1 e 2 do provete, em cada instante t , determinam-se pelas expressões

$$v_1(t) = c_0[\varepsilon_i(t) - \varepsilon_r(t)], \quad (4.2)$$

e

$$v_2(t) = c_0\varepsilon_t(t), \quad (4.3)$$

respectivamente, onde

$$c_0 = \sqrt{\frac{E_b}{\rho_b}}, \quad (4.4)$$

em que ρ_b é a densidade do material das barras.

A taxa de deformação nominal média, em cada instante t , determina-se a partir das velocidades nas faces 1 e 2 do provete, de acordo com a expressão

$$\dot{\varepsilon}(t) = \frac{1}{l_p}[v_1(t) - v_2(t)] \quad (4.5)$$

$$= \frac{c_0}{l_p}[\varepsilon_i(t) - \varepsilon_r(t) - \varepsilon_t(t)], \quad (4.6)$$

em que l_p é o comprimento do provete. A deformação nominal média calcula-se integrando a expressão da taxa de deformação nominal média (equação 4.6) em ordem ao tempo t , isto é

$$\varepsilon(t) = \int_0^t \dot{\varepsilon} dt \quad (4.7)$$

$$= \frac{c_0}{l_p} \int_0^t [\varepsilon_i(t) - \varepsilon_r(t) - \varepsilon_t(t)] dt. \quad (4.8)$$

Tal como as velocidades, as forças nas faces 1 e 2 do provete, no instante t , também se determinam com base nos sinais medidos pelos extensómetros, por meio das expressões

$$F_1(t) = A_b E_b [\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t)] \quad (4.9)$$

e

$$F_2(t) = A_b E_b \varepsilon_t(t), \quad (4.10)$$

respectivamente.

A tensão nominal média, em cada instante t , é calculada com base na força média no provete, isto é

$$\sigma(t) = \frac{1}{2A_p} [F_1(t) + F_2(t)] \quad (4.11)$$

$$= \frac{A_b E_b}{2A_p} [\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t) + \varepsilon_t(t)]. \quad (4.12)$$

em que A_p é a área da secção transversal do provete. A determinação da tensão nominal com a equação 4.12 é conhecida como análise com 3 ondas.

Se o provete estiver em equilíbrio estático, ou seja se $F_1(t) = F_2(t)$, igualando as expressões 4.9 e 4.10 obtém-se

$$\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t) = \varepsilon_t(t). \quad (4.13)$$

Assim, substituindo a expressão 4.13 na relação 4.12 a tensão nominal em cada instante t , pode calcular-se por meio da expressão simplificada

$$\sigma(t) = \frac{A_b E_b}{A_p} \varepsilon_t(t). \quad (4.14)$$

A utilização da equação 4.14 para determinar a tensão nominal é conhecida como análise com 1 onda. Por outro lado, dividindo a equação 4.9 pela área do provete A_p obtém-se a tensão na face 1 do provete

$$\sigma(t) = \frac{A_b E_b}{A_p} [\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t)], \quad (4.15)$$

que é conhecida como análise com 2 ondas.

A taxa de deformação nominal pode determinar-se também de forma simplificada substituindo a equação 4.13 na relação 4.6, obtendo-se

$$\dot{\varepsilon} = -\frac{2c_0}{l_p} \varepsilon_r(t). \quad (4.16)$$

Mais uma vez, a deformação nominal determina-se integrando a taxa de deformação nominal em ordem ao tempo t ,

$$\varepsilon = -\frac{2c_0}{l_p} \int_0^t \varepsilon_r(t) dt. \quad (4.17)$$

4.2.2 Limitações e adaptação para caracterizar materiais macios⁶

Os dispositivos convencionais associados à técnica das barras de Hopkinson apresentam algumas limitações quando utilizados para caracterizar o comportamento mecânico de materiais macios, como as espumas de alumínio. Aqui, entende-se por dispositivos convencionais os constituídos por barras de materiais elásticos, normalmente aços maraging. A caracterização experimental de materiais macios requer, portanto, que se utilizem dispositivos modificados. Nesta secção apresentam-se as principais limitações dos dispositivos de barras de Hopkinson convencionais no geral e no caso específico da caracterização de materiais macios, nomeadamente as espumas de alumínio, assim como as características dos dispositivos mais adequados para realizar esta tarefa.

Para que um ensaio realizado com a técnica das barras de Hopkinson seja considerado válido é necessário assegurar que um conjunto de condições se verifiquem, nomeadamente:

⁶Em inglês estes materiais são denominados *soft materials*.

Propagação unidimensional (1D) de onda nas barras — A relação comprimento/diâmetro das barras deve ser o maior possível (normalmente considera-se que deve ser maior ou igual a 20 [Davies, 1948]). As tensões devem permanecer abaixo do limite elástico do material das barras, de modo a ser válida e poder utilizar-se a teoria de propagação de ondas elásticas. Assim, as tensões relacionam-se linearmente com as deformações medidas na superfície das barras. Os efeitos geométricos devem ser desprezáveis, o que não é válido para barras com comprimento finito ou nos casos em que os sinais tiverem comprimentos de onda da mesma ordem de magnitude do diâmetro das barras ou inferior, nos quais se verificam efeitos de dispersão geométrica. Nesta situação deve fazer-se a correcção da dispersão geométrica.

Paralelismo entre as interfaces provete/barras — As duas interfaces provete/barras devem estar paralelas durante todo o tempo da duração de um ensaio. Para que tal aconteça, o diâmetro do provete (considerando barras cilíndricas) deve ser igual ao das barras ou ligeiramente inferior. No entanto, devido ao efeito de Poisson é necessário dimensionar o diâmetro inicial do provete de forma a que com o aumento da deformação axial e, consequentemente, radial, este não ultrapasse o diâmetro das barras.

Equilíbrio de forças no provete — Após um período de tempo inicial deve registar-se equilíbrio de forças no provete. Este tempo inicial depende do material (velocidade de propagação de onda) e da espessura (distância a percorrer) do provete, e da forma da onda incidente (tempo de subida do pulso). Utilizando provetes com espessuras tanto menor quanto possível e técnicas de modelação do pulso incidente pode diminuir-se este tempo. No caso das espumas de alumínio, como a velocidade de propagação de onda nestes materiais é baixa, este tempo aumenta. Além disso, para estes materiais, a espessura do provete tem de ser um compromisso entre minimizar o seu valor para diminuir o tempo inicial necessário para atingir o equilíbrio de tensões e um valor que tenha em conta o número mínimo de células para garantir que o provete é representativo do material. O equilíbrio de tensões pode ser verificado comparando as análises de uma onda e de duas ondas.

Deformação uniforme — A deformação no provete deve ser uniforme. Normalmente, verificando-se equilíbrio de tensões no provete a deformação será aproximadamente uniforme, de tal forma que o valor da deformação média calculado a partir da equação 4.8 é válida em qualquer ponto do provete. No entanto, devido aos mecanismos de deformação característicos das espumas de alumínio é quase impossível obter deformação uniforme no provete.

Ausência de atrito nas interfaces — Devido à pequena espessura dos provetes o atrito nas interfaces provete/barras pode originar um estado tridimensional de tensões. A lubrificação das interfaces provete/barras, utilizando lubrificantes adaptados aos materiais dos provetes, pode eliminar este efeito.

Ausência de efeitos de inércia no provete — A aceleração a que o provete está sujeito desde o momento do impacto até atingir uma taxa de deformação constante origina o aparecimento de efeitos de inércia nas direcções axial e radial (esta última devido ao efeito de Poisson). Com a utilização de provetes com geometrias optimizadas podem minimizar-se estes efeitos.

Taxa de deformação constante — Como o objectivo dos ensaios nas barras de Hopkinson é, normalmente, obter um conjunto de curvas tensão-deformação em função

da taxa de deformação, convém que esta seja constante em cada ensaio. A utilização de técnicas de modelação do pulso incidente pode ajudar a obter taxas de deformação constantes.

Os materiais macios caracterizam-se por terem baixas resistência, rigidez e impedância ($\rho A c_0$) mecânicas. Pelo contrário, os materiais utilizados nos dispositivos de barras de Hopkinson convencionais têm elevadas resistência, rigidez e impedância ($\rho_b A_b c_0$) mecânicas. Assim, em resultado desta diferença de impedâncias entre os materiais das barras e do provete, as ondas incidente e reflectida têm amplitudes muito próximas, implicando que a amplitude da onda transmitida seja muito pequena. Portanto, a caracterização mecânica de materiais macios por meio da técnica das barras de Hopkinson com dispositivos convencionais tem como maiores obstáculos a dificuldade de aquisição do sinal da onda transmitida e a determinação da tensão na interface barra incidente/provete. Se também for tido em conta que neste tipo de ensaios é frequente existirem oscilações e ruído nos sinais medidos pode afirmar-se que o cálculo das propriedades do provete é difícil e pouco rigoroso.

Para ultrapassar as dificuldades impostas pelos dispositivos convencionais alguns investigadores desenvolveram dispositivos modificados quer em termos dos materiais das barras quer no que diz respeito à sua configuração.

Chen et al. [1999], tendo em conta que a diminuição da impedância das barras pode ser obtida quer pela redução da sua área de secção transversal quer pela escolha de materiais com menor módulo de Young, desenvolveram um dispositivo com barras de alumínio, sendo a barra de saída oca com uma tampa na extremidade em contacto com o provete. Para materiais com muito baixa impedância, como é o caso das espumas de alumínio, Chen et al. [2000] utilizaram um transdutor piezoeléctrico de cristais de quartzo no meio da barra de saída, para aumentar a sensibilidade na medição da onda transmitida. Song and Chen [2004] utilizaram transdutores do mesmo tipo, mas junto às interfaces provete/barras, para medir com maior rigor as forças nas duas faces do provete.

Mahfuz et al. [2000] e Deshpande and Fleck [2000a] substituíram a barra de saída de aço por uma de polimetil-metacrilato (PMMA), para aumentar a amplitude da onda transmitida.

Muitos autores [Zhao et al., 1997; GrayIII, 2000; Gama et al., 2004; Palamidi, 2010; Chen and Song, 2011] são unânimes a afirmar que para a caracterização de materiais de muito baixa impedância, tal como as espumas de alumínio, a utilização de barras viscoelásticas é a melhor solução. Os materiais mais utilizados têm sido o nylon e o PMMA. Num dispositivo de barras de Hopkinson com barras viscoelásticas, devido ao amortecimento do material, o tempo de subida do pulso aumenta, permitindo que o equilíbrio de forças no provete se atinja mais rapidamente. Além disso, como a diferença entre as impedâncias mecânicas das barras e do provete é minimizada ultrapassam-se os obstáculos referidos anteriormente. No entanto, a análise da propagação de ondas em materiais viscoelásticos é mais complexa do que no caso dos materiais elásticos utilizados nos dispositivos convencionais. Neste caso, as ondas sofrem atenuação, devido ao amortecimento do material, e dispersão, devido a efeitos geométricos e ao facto das propriedades do material dependerem da frequência. Na técnica das barras de Hopkinson, as forças e os deslocamentos nas interfaces provete/barras são calculados com base em deformações que, normalmente, não são medidas nas interfaces, mas a partir dos extensómetros colocados a uma determinada distância destas. Por estes motivos é fundamental proceder à correcção da atenuação e da dispersão dos sinais medidos.

Nos dispositivos com barras elásticas o procedimento é relativamente mais simples. Nestes, alguns autores consideram os efeitos de dispersão geométricos desprezáveis, o que só deve acontecer em casos nos quais as barras utilizadas tenham diâmetro reduzido. Normalmente, é necessário fazer a correcção da dispersão geométrica por meio da trasladação da fase

associada a cada uma das componentes de frequência das ondas.

4.2.3 Correção da dispersão e da atenuação

Para fazer a correção da dispersão e da atenuação dos sinais obtidos em ensaios experimentais, com dispositivos de barras de Hopkinson com barras viscoelásticas, vários investigadores desenvolveram métodos em alguns casos teóricos noutros experimentais.

Lundberg and Blanc [1988] e Blanc [1993] desenvolveram um método para determinar os módulos de armazenamento e de perda de materiais viscoelásticos, por meio de pulsos que se propagam em barras viscoelásticas. Este método consiste na utilização de sinais medidos em duas secções transversais da barra, resultantes de um impacto na mesma, e de técnicas de transformação de Fourier para determinar o coeficiente de atenuação e a velocidade de fase, em função da frequência. Os módulos de armazenamento e de perda determinam-se a partir da atenuação e da velocidade de fase utilizando a teoria de propagação de onda unidimensional.

Zhao and Gary [1995] generalizaram a equação de propagação de onda de Pochhammer [1876] e Chree [1889], desenvolvida para barras elásticas cilíndricas infinitas, para o caso de barras cilíndricas de qualquer material linear viscoelástico. Esta equação de frequência para materiais viscoelásticos é semelhante à obtida para o caso de materiais elásticos. Porém, as propriedades elásticas do material passam a ser representadas pelas correspondentes complexas. Para determinar a solução desta equação, o coeficiente de atenuação e a velocidade de fase em função da frequência e do diâmetro das barras, é necessário recorrer a métodos numéricos que implicam um procedimento iterativo relativamente moroso. Outras dificuldades inerentes à utilização deste método resultam da necessidade de conhecer as propriedades do material das barras previamente à sua aplicação. Aqueles autores utilizaram um modelo reológico linear para caracterizar o PMMA, cujos parâmetros foram determinados por meio de um processo de identificação de parâmetros com base em resultados experimentais.

Benatar et al. [2003] desenvolveram um método híbrido, ou seja teórico e experimental. Neste caso, a única propriedade que é necessário conhecer previamente é o coeficiente de Poisson do material das barras. Em primeiro lugar, determinam-se experimentalmente, com o método de Lundberg and Blanc [1988], o coeficiente de atenuação e a velocidade de fase em função da frequência, assumindo que as barras tem diâmetro reduzido. No entanto, como as barras reais não são finas, estes parâmetros devem ser corrigidos. Com este objectivo, os autores desenvolveram um método simplificado para resolver a equação de propagação de onda de Pochhammer [1876] e Chree [1889] generalizada por Zhao and Gary [1995] para materiais viscoelásticos. Este consiste em resolver separadamente as partes real e imaginária desta equação, para determinar o coeficiente de atenuação e a velocidade de fase. Com estes faz-se a correção dos primeiros, obtidos experimentalmente.

Mais recentemente, Liu and Subhash [2006] apresentaram uma nova abordagem para caracterizar o comportamento viscoelástico de barras poliméricas, no domínio do tempo, usando o fenómeno da propagação de ondas. Um algoritmo iterativo de deconvolução é utilizado para extrair a função de resposta ao impulso a partir da medida de sinais discretos de deformação, no domínio do tempo, em duas posições da barra. Os autores demonstraram que a abordagem fornece uma base conveniente para avaliar a viscoelasticidade de barras poliméricas e pode ser eficazmente utilizada na técnica das barras de Hopkinson para extrair a resposta tensão-deformação dinâmica de materiais de baixa impedância.

Neste trabalho optou-se por utilizar o método exclusivamente experimental proposto por Bacon [1998]. As principais razões da escolha deste método estão relacionadas com a facilidade da sua implementação e de não ser necessário um conhecimento prévio das propriedades

do material das barras, aliadas ao facto de permitir a obtenção de bons resultados, quando aplicado em ensaios experimentais com a técnica das barras de Hopkinson utilizando dispositivos de barras viscoelásticas.

Com o método proposto por Bacon [1998], tendo por base a teoria de propagação de ondas unidimensional, pode determinar-se, a partir de medições da deformação longitudinal, um coeficiente de propagação representativo dos efeitos de atenuação e de dispersão numa barra viscoelástica. O coeficiente de propagação define-se como

$$\gamma(\omega) = \alpha(\omega) + ik(\omega) = \alpha(\omega) + i \frac{\omega}{c(\omega)}, \quad (4.18)$$

em que, $\alpha(\omega)$ é o coeficiente de atenuação (que é uma função contínua, positiva e par, com $\alpha(0) = 0$), $k(\omega)$ é o número de onda (que é uma função contínua e ímpar) e $c(\omega)$ é a velocidade de fase.

A equação de propagação de ondas unidimensional numa barra viscoelástica, no domínio de Fourier, pode escrever-se como

$$\left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} - \gamma^2(\omega) \right) \tilde{\varepsilon}(x, \omega) = 0, \quad (4.19)$$

cuja solução geral é dada por

$$\tilde{\varepsilon}(x, \omega) = \tilde{P}(\omega)e^{-\gamma(\omega)x} + \tilde{N}(\omega)e^{\gamma(\omega)x}. \quad (4.20)$$

As funções $\tilde{P}(\omega)$ e $\tilde{N}(\omega)$ definem as transformadas de Fourier das deformações medidas em $x = 0$ devido às ondas que se propagam no sentido de x crescente e decrescente, respectivamente.

Na figura 4.6 mostra-se esquematicamente o dispositivo experimental necessário para determinar o coeficiente de propagação recorrendo ao método proposto por Bacon [1998]. Este é composto, essencialmente, por uma barra, um projectil e um conjunto de extensómetros colocado a uma distância L da extremidade livre da barra. Para se aplicar este método é

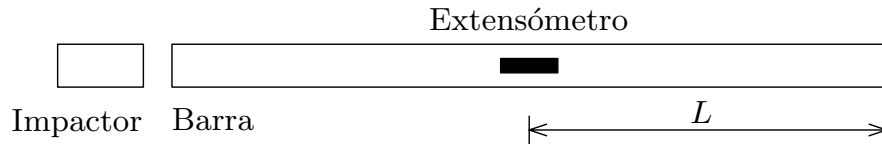


Figura 4.6: Representação esquemática do dispositivo experimental utilizado para determinar o coeficiente de propagação.

necessário garantir que é possível medir separadamente a deformação longitudinal $\varepsilon_i(t)$ em $x = 0$ devido ao pulso incidente gerado pelo impacto do projectil e a deformação longitudinal $\varepsilon_r(t)$ em $x = 0$ devido à reflexão do pulso na extremidade livre da barra ($x = L$). Tendo em conta que a extremidade da barra oposta ($x = L$) àquela onde se dá o impacto do projectil está livre, a equação 4.20 fica

$$0 = \tilde{P}(\omega)e^{-\gamma(\omega)L} + \tilde{N}(\omega)e^{\gamma(\omega)L}, \quad (4.21)$$

onde as funções $\tilde{P}(\omega)$ e $\tilde{N}(\omega)$ correspondem às transformadas de Fourier dos pulsos incidente $\tilde{\varepsilon}_i(\omega)$ e reflectido $\tilde{\varepsilon}_r(\omega)$, respectivamente, isto é

$$0 = \tilde{\varepsilon}_i(\omega)e^{-\gamma(\omega)L} + \tilde{\varepsilon}_r(\omega)e^{\gamma(\omega)L}. \quad (4.22)$$

Rearranjando a equação anterior, o rácio das ondas incidente e reflectida pode ser expresso pela função de transferência

$$H(\omega) = -\frac{\tilde{\varepsilon}_r(\omega)}{\tilde{\varepsilon}_i(\omega)} = e^{-\gamma(\omega)2L}. \quad (4.23)$$

O coeficiente de propagação pode determinar-se a partir do logaritmo natural da equação 4.23. Tendo em conta a equação 4.18, o coeficiente de atenuação $\alpha(\omega)$ obtém-se a partir da amplitude da função de transferência e o número de onda $k(\omega)$ a partir da sua fase. Neste último caso, de forma a que o número de onda seja descrito por uma função contínua, é necessário aplicar técnicas de desembrulhar a fase⁷.

Assumindo que a solução exacta para a propagação de ondas harmónicas numa barra viscoelástica linear infinita pode ser representada por uma combinação de ondas harmónicas para todas as frequências, o deslocamento, na superfície da barra, na direcção axial (direcção x), pode determinar-se pela expressão

$$u_x^m(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \tilde{u}_x(r, \omega) e^{[-\bar{\gamma}(\omega)x_0 - i\omega t]} d\omega, \quad (4.24)$$

onde $\bar{\gamma}(\omega)$ corresponde ao conjugado de $\gamma(\omega)$. Uma vez conhecido o coeficiente de propagação $\gamma(\omega)$, que permite fazer a correcção da atenuação e da dispersão, pode determinar-se, a partir da onda medida $u_x^m(t)$, a onda propagada $u_x^p(t)$ a uma distância Δx . A expressão para determinar a onda propagada pode escrever-se como

$$u_x^p(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \tilde{u}_x(r, \omega) e^{[-\bar{\gamma}(\omega)(x_0 + \Delta x) - i\omega t]} d\omega. \quad (4.25)$$

O procedimento de trasladação da onda pode depois ser realizado numericamente por meio da Transformada Rápida de Fourier⁸ (FFT), através da expressão

$$u_x^p(t) = \text{FFT}^{-1} \left[e^{-\bar{\gamma}(\omega)\Delta x} \text{FFT} [u_x^m(t)] \right]. \quad (4.26)$$

De acordo com Zhao et al. [1997], as propriedades do provete — a taxa de deformação, a deformação e a tensão — podem determinar-se, sem erros significativos, utilizando as expressões clássicas para barras elásticas — equações 4.16, 4.17 e 4.14, respectivamente.

4.2.4 Equipamento utilizado

Os ensaios dinâmicos foram realizados pela equipa do Professor José Luis Pérez Castellanos no *Laboratorio de Caracterización Mecánica de Materiales* (LabMec) do departamento de *Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras* da *Universidad Carlos III de Madrid*. O equipamento experimental seleccionado foram as barras de Hopkinson. O dispositivo utilizado foi desenvolvido por investigadores do referido laboratório especificamente para a caracterização dinâmica de espumas de alumínio.

Numa primeira fase, os investigadores do LabMec realizaram um estudo numérico [Irausquin et al., 2010] utilizando o código comercial de elementos finitos AbaqusTM para seleccionar o material e as dimensões mais adequadas quer para as barras quer para o impactor do dispositivo de barras de Hopkinson. Neste estudo foram considerados três materiais: aço, PMMA e Nylon. Nos dispositivos com barras e impactor de PMMA ou Nylon verificou-se que a

⁷Em inglês estas técnicas denominam-se *phase unwrapping*.

⁸Em inglês é denominada *Fast Fourier Transform*, cuja sigla é FFT.

amplitude e a duração dos pulsos medidos na barra de entrada apresentavam valores que eram aproximadamente o dobro dos obtidos no dispositivo com barras de aço, e na barra de saída muito superiores. Quanto à dimensão das barras e do impactor foram investigados dois parâmetros adimensionais, partindo do pressuposto que as barras e o impactor tinham igual diâmetro d_b . O primeiro parâmetro correspondia à dimensão relativa entre o comprimento das barras L_b e o comprimento do impactor L_s , ou seja L_b/L_s . Consideraram-se três valores para este parâmetro, nomeadamente $L_b/L_s = 2, 3$ e 5 , mantendo constante o comprimento das barras L_b . O segundo parâmetro correspondia à dimensão relativa entre o comprimento do impactor L_s e o diâmetro das barras e do impactor d_b , ou seja L_s/d_b . Neste caso, manteve-se constante o comprimento do impactor L_s e também se consideraram três valores para o parâmetro adimensional, nomeadamente $L_s/d_b = 5, 15$ e 20 . Desta análise concluiu-se que a duração dos pulsos aumentava substancialmente com o aumento do comprimento do impactor, e a sua amplitude ligeiramente. Com a diminuição do diâmetro das barras e do impactor verificou-se que a duração dos pulsos se mantinha aproximadamente constante e a sua amplitude aumentava consideravelmente.

Com base nas conclusões do estudo numérico passou-se à fase de projecto e construção do dispositivo de barras de Hopkinson. Na figura 4.7 mostra-se uma fotografia do dispositivo utilizado para a caracterização dinâmica das espumas de alumínio ALPORAS®. O material seleccionado foi o PMMA, cujas propriedades se apresentam na tabela 4.1. Para definir as dimensões das barras e do impactor, além das conclusões do estudo numérico, também se tiveram em conta duas restrições que até estão em oposição: (i) o diâmetro dever ser suficientemente grande para se poderem utilizar provetes de espumas de alumínio representativos do material e, ao mesmo tempo, (ii) o diâmetro deve ser o menor possível para minimizar os efeitos de dispersão. Assim, com estas limitações, construiu-se um dispositivo com barras e impactor com o mesmo diâmetro $d_b = 32$ mm. Os comprimentos escolhidos para as barras e para o impactor foram $L_b = 1,0$ m e $L_s = 0,5$ m, respectivamente. Com estas dimensões os valores dos parâmetros adimensionais correspondem a $L_b/L_s = 2$ e $L_s/d_b \simeq 16$. Para fazer

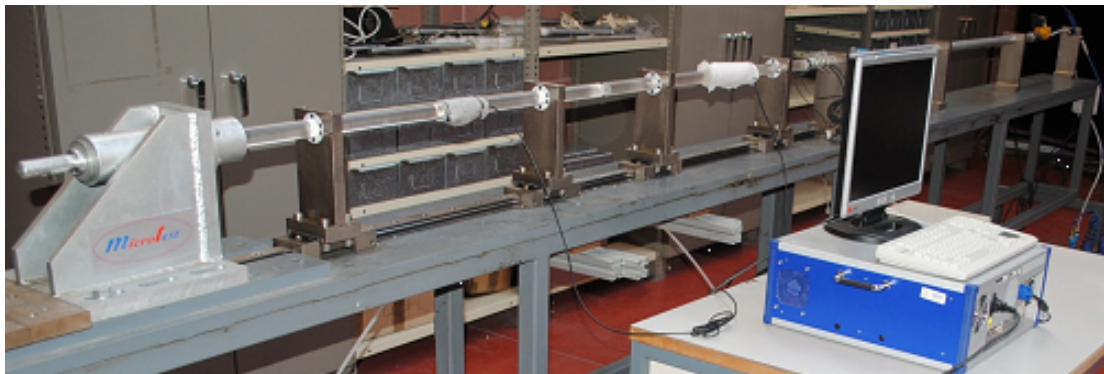
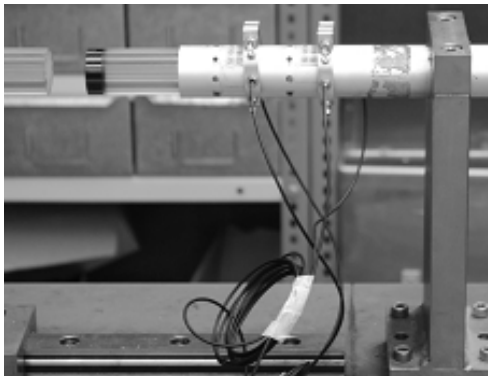


Figura 4.7: Dispositivo de barras de Hopkinson utilizado nos ensaios experimentais dinâmicos.

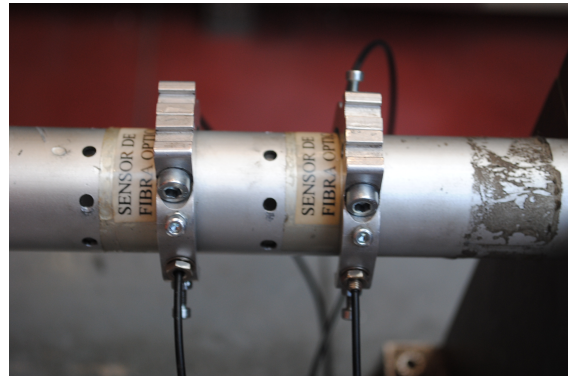
a aquisição dos sinais, nomeadamente das ondas incidente, reflectida e transmitida, instrumentaram-se as barras de entrada e de saída. O equipamento de instrumentação utilizado consistiu num conjunto de quatro extensómetros, ligados em circuito de ponte de Wheatstone, colocado no meio de cada uma das barras e respectivo equipamento para amplificação e tratamento de sinal, nomeadamente o DEWETRON DEWE-800 em conjunto com o programa informático DEWESoft™ 7. Para medir a velocidade do impactor imediatamente antes do impacto utilizou-se o medidor digital OMRON K3HB-P associado a dois sensores de fibra óptica, que se mostram na figura 4.8.

Tabela 4.1: Principais propriedades do PMMA utilizado nas barras e no impactor (valores do fabricante do material).

Densidade, ρ [kg/m ³]	Módulo de Young, E [GPa]	Coefficiente de Poisson, ν	Velocidade de propagação de onda, c_0 [m/s]
1190	3	0,35	1588



(a)



(b)

Figura 4.8: Imagens dos sensores de fibra óptica utilizados para medir a velocidade de impacto.

4.3 Condições de ensaio

Nos dispositivos de barras de Hopkinson, ao contrário do que acontece nas máquinas universais de ensaios, não é possível fazer o controlo em malha fechada. Deste modo é muito difícil garantir a repetibilidade de condições nos ensaios com esta técnica. Além disso, como normalmente a rigidez das barras é muito próxima da dos provetes, mesmo para condições de ensaio semelhantes, as condições de ensaio no provete dependem da sua própria resposta. Como se referiu na secção 4.2.2 é necessário ainda garantir um conjunto de condições para que os ensaios possam ser considerados válidos.

O principal objectivo deste grupo de ensaios consiste em estudar a sensibilidade das propriedades mecânicas das espumas de alumínio ALPORAS® à taxa de deformação e à velocidade de impacto. Com este fim, utilizaram-se provetes com as mesmas dimensões e com a mesma densidade média, variando-se a velocidade de impacto. As dimensões dos provetes foram definidas como um compromisso entre dois critérios: minimizar os efeitos de inércia e de atrito nas interfaces, e garantir que os provetes fossem representativos do comportamento mecânico das espumas de alumínio ALPORAS®. Chen et al. [2002] afirmam que o rácio comprimento/diâmetro óptimo para minimizar os efeitos de inércia e de atrito, em provetes de materiais macios utilizados em ensaios com a técnica das barras de Hopkinson, está compreendido entre 0,5 e 1. Para garantir a representabilidade dos provetes utilizou-se a mesma regra empírica do capítulo 3: o rácio entre cada uma das dimensões do provete e a dimensão médias das células deve ser superior a um valor mínimo. Nos provetes utilizados nos ensaios *quasi*-estáticos definiu-se o valor mínimo de 6. Nos ensaios dinâmicos, tendo em

conta o diâmetro das barras do dispositivo de Hopkinson utilizado, $D = 32$ mm, não era possível garantir os dois critérios sem baixar o valor mínimo do segundo. Consequentemente, foram utilizados provetes cilíndricos com dimensões $\varnothing 26 \times 26$ mm, ou seja com um rácio comprimento/diâmetro igual a 1 e um rácio entre cada uma das dimensões do provete e a dimensão médias das células superior a 5. A densidade foi determinada com base na medição da densidade média do bloco de onde foram retirados os provetes. O valor obtido para a densidade média dos provetes foi $D_3 = 260$ kg/m³, correspondente a uma densidade relativa $\rho/\rho_s = 10\%$. O ajuste da velocidade de impacto foi realizado controlando a pressão de disparo do canhão de ar comprimido. Nestes ensaios utilizaram-se seis velocidades de impacto médias, v_1 a v_6 , obtidas a partir das correspondentes pressões, P_1 a P_6 . À excepção do ensaio com pressão P_1 , para cada conjunto de condições foram realizados pelo menos quatro ensaios. Na tabela 4.2, apresentam-se as características dos provetes e as condições dos ensaios.

Tabela 4.2: Características dos provetes e condições dos ensaios de compressão uniaxial dinâmica para estudar a influência da velocidade de impacto no comportamento mecânico das espumas de alumínio ALPORAS®.

Densidade [kg/m ³]	Pressão [bar]	Dimensões [mm]	Número de repetições	Referência
260	0,50	$\varnothing 26 \times 26$	1	DHV1
	0,75		4	DHV2
	1,00		5	DHV3
	1,50		4	DHV4
	2,00		6	DHV5
	2,50		5	DHV6

4.4 Resultados experimentais

A análise dos resultados obtidos nos ensaios experimentais dinâmicos, à semelhança da realizada no caso dos ensaios experimentais *quasi*-estáticos, incidiu sobre os resultados de tensão-deformação nominal e de energia específica-deformação nominal. No entanto, neste último caso os parâmetros estudados foram a taxa de deformação e a velocidade de impacto, nomeadamente a sua influência nas propriedades mecânicas das espumas de alumínio ALPORAS®: tensão de cedência e tensão de patamar.

4.4.1 Calibração da velocidade de impacto

Como referido na secção 4.3, para obter uma determinada velocidade de impacto (velocidade do impactor imediatamente antes do impacto na barra de entrada) é necessário ajustar a pressão de disparo do canhão de ar comprimido. No entanto, numa determinada série de disparos com o mesmo impactor e a mesma pressão não é garantido que a velocidade de impacto obtida seja igual. Por este motivo, realizaram-se ensaios para obter a curva de calibração deste equipamento, nos quais se fizeram séries de disparos do impactor para vários valores de pressão. Na figura 4.9 mostram-se os pontos experimentais obtidos nestes ensaios e a correspondente curva de calibração, neste caso uma curva de ajuste linear. A curva de ajuste linear que permite determinar a velocidade v em função da pressão P é definida pela expressão

$$v = 5,28P + 6,43. \quad (4.27)$$

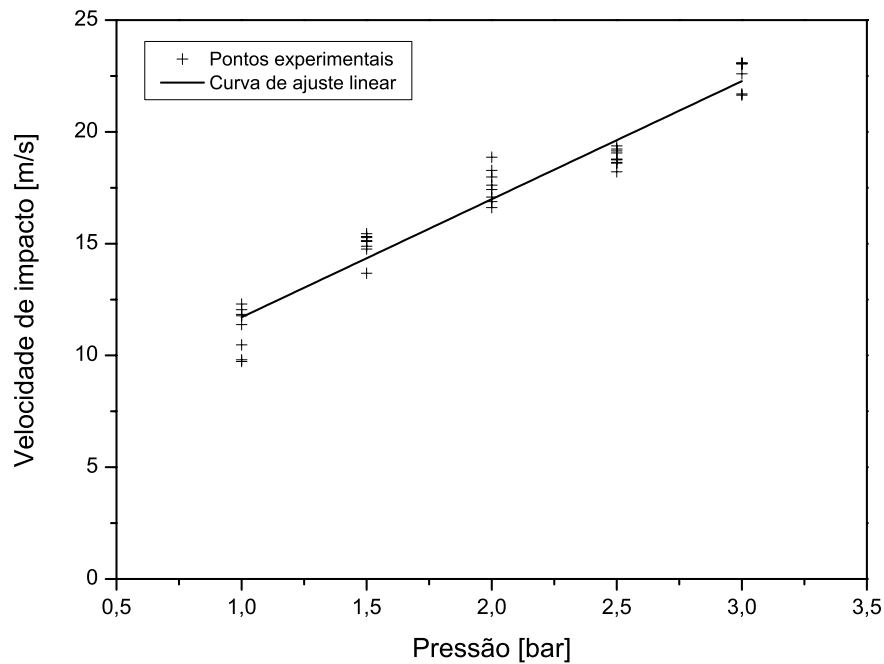


Figura 4.9: Pontos experimentais da velocidade de impacto em função da pressão definida no canhão de gás e respectiva curva de ajuste linear.

Neste ajuste obteve-se um coeficiente de determinação $R^2 = 0,941$. Tendo em conta este valor e a partir da observação do gráfico da figura 4.9, pode considerar-se que os dados seguem um comportamento linear.

Para as pressões indicadas na tabela 4.2 calcularam-se, a partir da expressão 4.27, os valores das velocidades de impacto correspondentes. Estes valores apresentam-se na tabela 4.3 e daqui em diante serão considerados os valores da velocidade de impacto relativos a cada um dos ensaios.

Tabela 4.3: Valores da velocidade de impacto calculados a partir da curva de ajuste linear aos pontos experimentais.

Pressão [bar]	Velocidade de impacto [m/s]	Referência
0,50	9,07	DHV1
0,75	10,39	DHV2
1,00	11,71	DHV3
1,50	14,35	DHV4
2,00	16,99	DHV5
2,50	19,63	DHV6

4.4.2 Determinação do módulo de Young dinâmico do PMMA

Para determinar as propriedades mecânicas do material do provete, a partir das expressões apresentadas na secção 4.2.1, é necessário conhecer o módulo de Young do material das barras e do impactor E_b , e a velocidade de propagação de onda c_0 . As propriedades dos materiais

viscoelásticos, como é o caso do PMMA, variam com a frequência. Portanto, os valores das propriedades do PMMA fornecidos pelo fabricante, obtidos a partir de ensaios *quasi*-estáticos, apresentados na tabela 4.1, não correspondem aos do regime dinâmico.

Neste estudo, utilizaram-se dois métodos distintos para determinar os valores das propriedades dinâmicas do PMMA. Os dois métodos foram escolhidos por serem ambos não-destrutivos e, portanto, permitirem a medição das propriedades directamente nas barras do dispositivo de barras de Hopkinson utilizado.

O primeiro método consistiu na aplicação da técnica de ultra-sons, pelo método de pulso-eco de contacto, para determinar a velocidade de propagação de onda ultra-sónica longitudinal no PMMA v_{us} . O valor do módulo de Young dinâmico E , calculou-se recorrendo à expressão

$$v_{us} = \sqrt{\frac{E(1 - \nu)}{\rho(1 + \nu)(1 - 2\nu)}}, \quad (4.28)$$

válida para meios homogêneos, onde ν e ρ correspondem ao coeficiente de Poisson e à densidade do material, respectivamente. A velocidade de propagação de onda ultra-sónica longitudinal no PMMA v_{us} mediu-se com recurso ao equipamento de ultra-sons Krautkramer USD 10, com transdutores do tipo monocristal. Para a sua determinação realizaram-se cinco medições com diferentes transdutores e obteve-se o valor médio $v_{us} = 2712 \pm 29$ m/s. Afifi [2003], utilizando a mesma técnica, obteve valores semelhantes para a velocidade de propagação de onda ultra-sónica longitudinal no PMMA. Para o coeficiente de Poisson considerou-se, portanto, o valor obtido pelo mesmo autor, isto é $\nu = 0,34$. O valor da densidade do PMMA determinou-se medindo a massa e o volume de uma das barras e obteve-se o mesmo valor fornecido pelo fabricante e indicado na tabela 4.1 $\rho = 1190$ kg/m³. Assim, a partir da expressão 4.28 obteve-se um módulo de Young dinâmico $E = 5,7$ GPa.

No segundo método, para determinação das propriedades dinâmicas do PMMA, utilizaram-se os sinais medidos num ensaio sem provete, com o dispositivo de barras de Hopkinson, para determinar a velocidade de propagação de onda. Na figura 4.10 apresenta-se um gráfico com as ondas registadas neste ensaio: onda incidente medida na barra de entrada e na barra de saída. Num ensaio sem provete, a distância entre os dois conjuntos de extensómetros colocados na barra de entrada e na barra de saída era conhecida e igual a um metro. A velocidade de propagação da onda calculou-se dividindo essa distância pelo tempo que a onda a demorava a percorrer. Com base nos tempos de início das ondas medidas em cada uma das barras determinou-se esse tempo, obtendo-se o valor $t \simeq 460$ μ s, e com este o valor da velocidade de propagação da onda $c_0 = 2174$ m/s. Neste método, o módulo de Young dinâmico determinou-se pela expressão 4.4, considerando a densidade $\rho = 1190$ kg/m³, obtendo-se assim o valor $E = 5,6$ GPa.

Nas expressões para determinar as propriedades dos provetes utilizaram-se os valores das propriedades dinâmicas do PMMA obtidos pelo segundo método.

4.4.3 Correção da dispersão e da atenuação

Para avaliar os efeitos da dispersão e da atenuação analisaram-se as ondas medidas no ensaio sem provete. Neste ensaio, os sinais medidos na barra de entrada e na barra de saída deveriam ser iguais, porque ambos correspondem à onda incidente. Na figura 4.11 apresenta-se o gráfico da onda incidente medida nos extensómetros localizados em cada uma das barras, após se ter procedido à sua sincronização. Os efeitos da atenuação e da dispersão na onda, após ter percorrido a distância de um metro nas barras de PMMA, são claramente visíveis nesta figura.

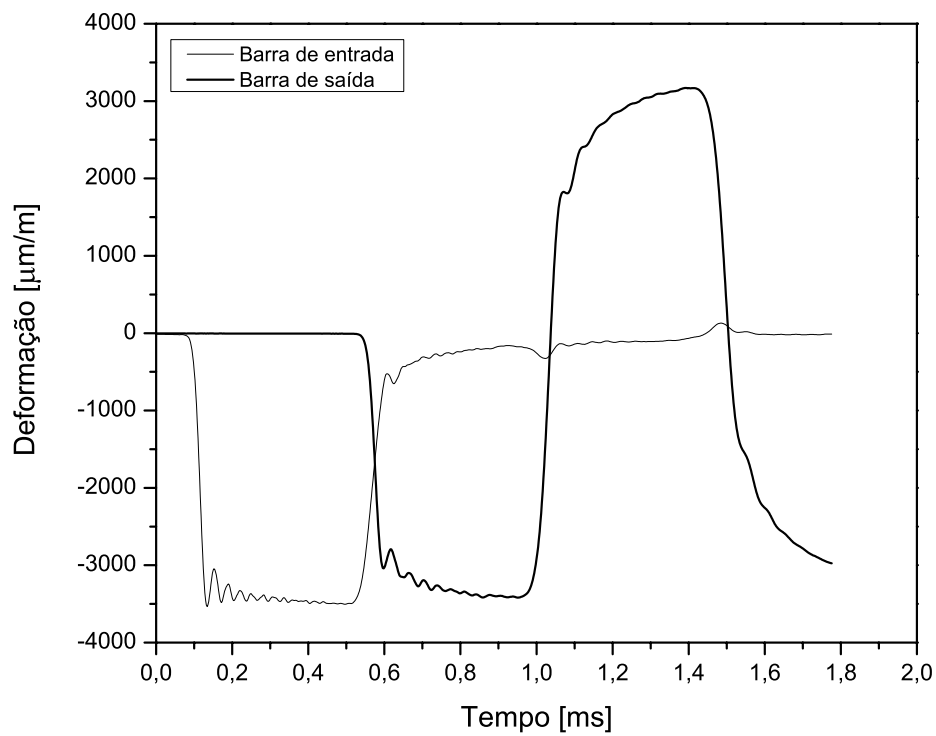


Figura 4.10: Gráfico da onda incidente medida no ensaio sem provete, na barra de entrada e na barra de saída.

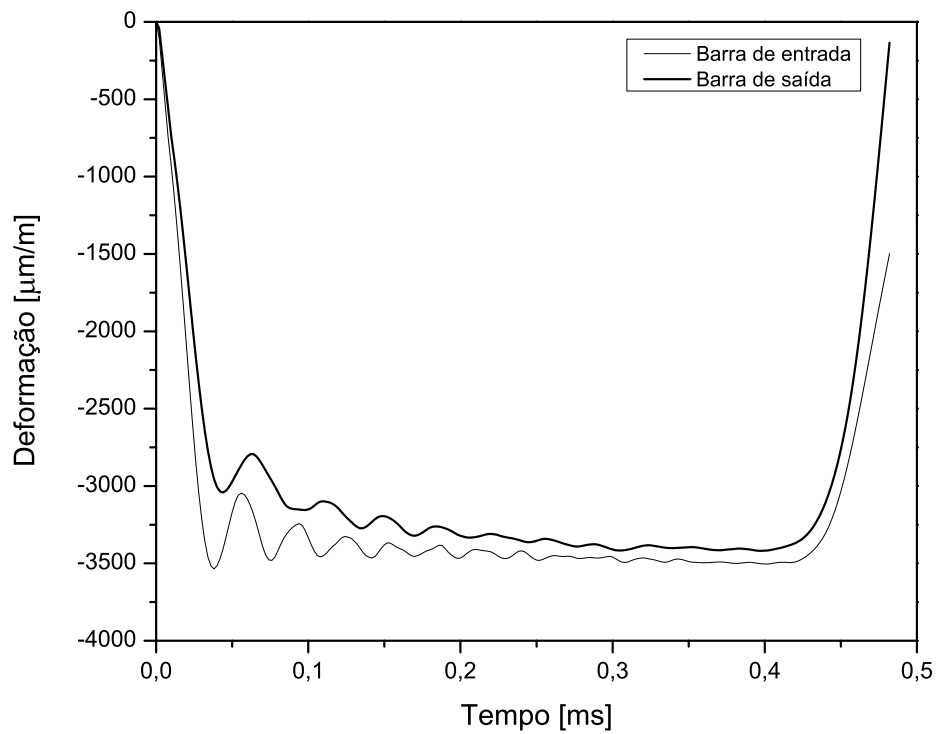


Figura 4.11: Sincronização da onda incidente medida no ensaio sem provete, na barra de entrada e na barra de saída.

Na secção 4.2.3 apresentou-se o método seleccionado neste trabalho para realizar a correcção da atenuação e da dispersão dos sinais medidos nos ensaios dinâmicos, nomeadamente o método proposto por Bacon [1998]. Para corrigir os efeitos da dispersão e da atenuação nas ondas medidas nos vários ensaios realizados desenvolveu-se um programa em Matlab™, no qual se implementou este método. A função de transferência determinou-se a partir da equação 4.23 considerando as ondas incidentes e reflectidas medidas em ensaios experimentais realizados num dispositivo com as características do apresentado esquematicamente na figura 4.6. O dispositivo utilizado era composto pela barra de entrada e por um impactor com diâmetro de 32 mm e comprimento igual a 300 mm. Para verificar se a velocidade de impacto influencia o resultado da correcção da dispersão e da atenuação realizaram-se dois ensaios a diferentes velocidades de impacto, correspondentes a pressões de disparo de 1,0 e 1,5 bar. Os sinais medidos nestes ensaios apresentam-se na figura 4.12 e os gráficos com as ondas incidente e reflectida sincronizadas na figura 4.13. Para determinar a evolução da taxa de deformação-tempo e da tensão-deformação nominal — a partir das equações 4.16, 4.17 e 4.14 — procedeu-se previamente à correcção das ondas incidente, reflectida e transmitida, com as funções de transferência obtidas nos dois ensaios anteriores. Na figura 4.14 apresentam-se os gráficos de tensão-deformação nominal e da taxa de deformação-tempo obtidos num ensaio da série DHV5 com e sem correcção. Da análise destes gráficos e de outros semelhantes obtidos noutros ensaios verificou-se que as curvas corrigidas com as duas funções de transferência são aproximadamente iguais. Portanto, para realizar a correcção da dispersão e da atenuação nos restantes ensaios optou-se por utilizar apenas a função de transferência obtida no ensaio realizado à pressão de 1,0 bar.

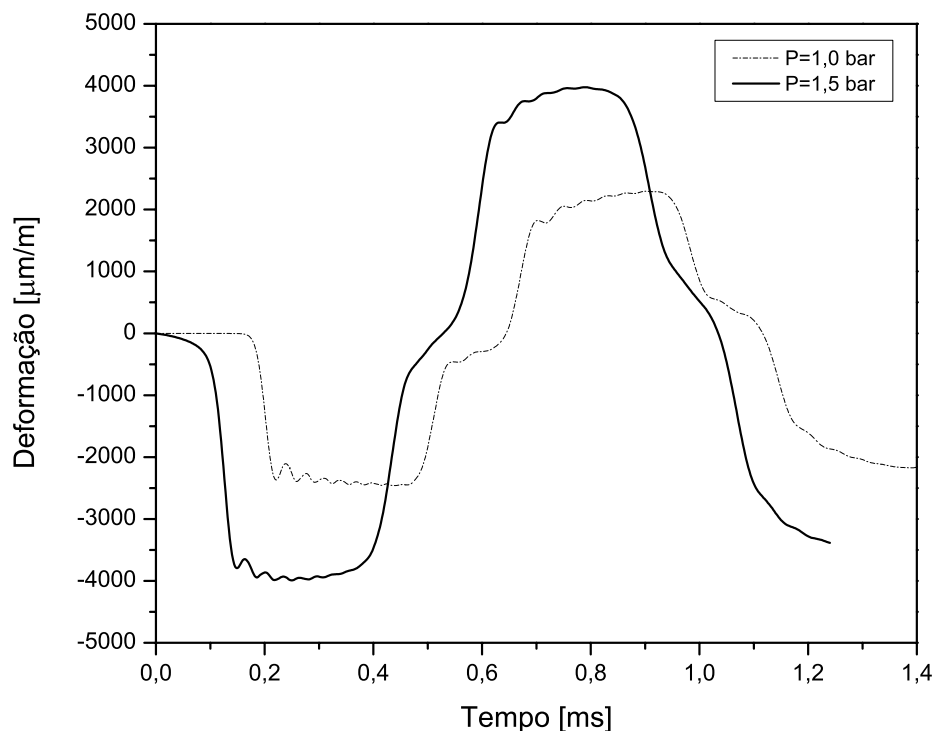


Figura 4.12: Sinais medidos nos dois ensaios realizados para determinar a função de transferência.

Na figura 4.15 apresenta-se o gráfico com as forças nas interfaces barra de entrada/provete, F_1 , e provete/barra de saída, F_2 , antes e depois da correcção da atenuação e da dispersão nos

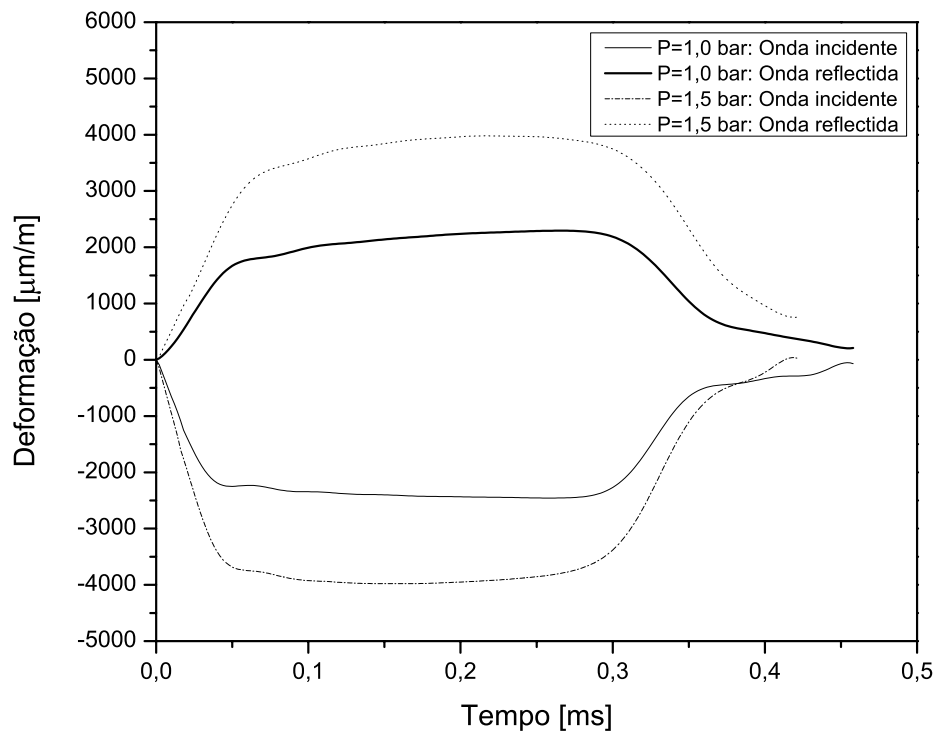


Figura 4.13: Sincronização das ondas incidente e refletida medidas em cada um dos dois ensaios realizados para determinar a função de transferência.

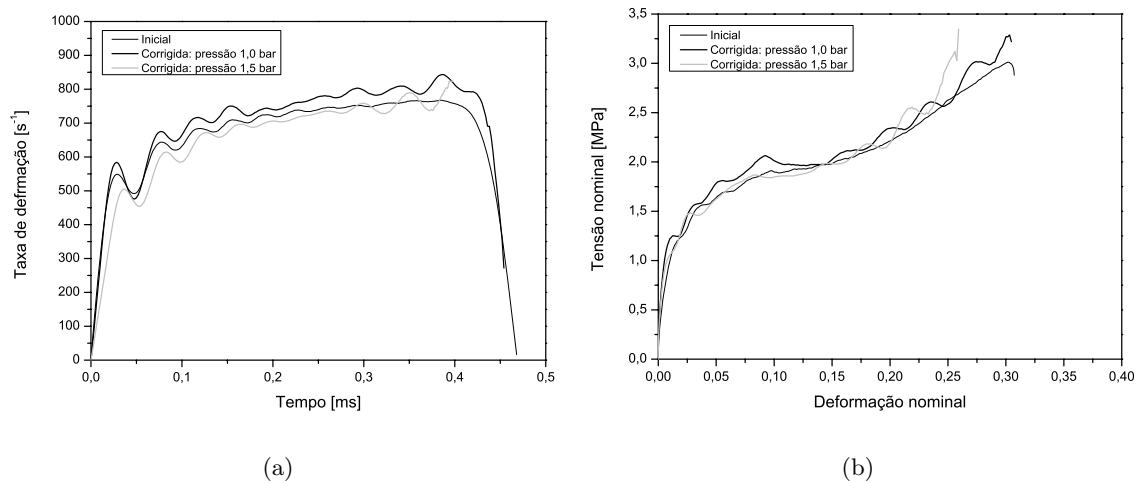


Figura 4.14: (a) Taxa de deformação-tempo e (b) tensão-deformação nominal para um ensaio da série DHV5.

sinais medidos no ensaio cujos resultados se mostraram na figura 4.14. Analisando o gráfico constata-se que quer antes quer depois da correcção não há equilíbrio de forças durante todo o tempo de duração do ensaio. No entanto, após a correcção a diferença entre as forças nas duas faces do provete, F_1 e F_2 , diminui. Esta análise foi feita para as curvas corrigidas dos restantes ensaios e concluiu-se que só se pode considerar que existe equilíbrio de forças para valores de tempo $t \geq 0,2$ ms, aproximadamente. Nas curvas da taxa de deformação-tempo, como por exemplo nas apresentadas na figura 4.14a, também se observa que a taxa de deformação só se mantém aproximadamente constante para valores de tempo $t \geq 0,2$ ms. Tendo em conta a duração média da onda incidente dos vários ensaios, $\Delta t \simeq 0,5$ ms, significa que é necessário praticamente metade desse tempo até que seja atingido o equilíbrio de forças nas faces do provete. Este facto está relacionado com a baixa velocidade de propagação de onda característica das espumas de alumínio (e dos materiais macios em geral) e com o excessivo comprimento dos provetes, necessário para garantir a representatividade dos resultados experimentais obtidos com estes.

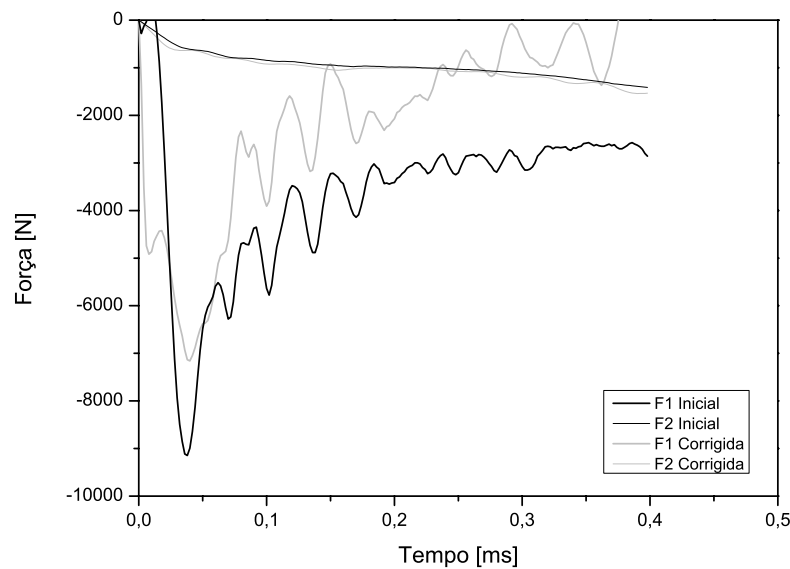


Figura 4.15: Evolução das forças nas interfaces barra de entrada/provete, F_1 , e provete/barra de saída, F_2 , antes e depois da correcção da atenuação e da dispersão.

4.4.4 Curvas tensão-deformação nominal

A determinação das curvas tensão-deformação nominal correspondentes aos ensaios dinâmicos realizados com o dispositivo de barras de Hopkinson exigiu um procedimento consideravelmente complexo em algumas etapas. A primeira etapa consistiu na aquisição dos sinais provenientes dos extensómetros colocados nas barras de entrada e de saída, como por exemplo os sinais apresentados na figura 4.16a correspondentes a um ensaio da série DHV2. Nesta figura verifica-se que, apesar de terem sido utilizadas barras de PMMA, a amplitude da onda transmitida é pequena, como é característico nos ensaios com materiais macios (devido à diferença de impedâncias entre o material do provete e das barras), mas suficiente para evitar problemas na determinação das curvas tensão-deformação nominal (ver secção 4.2.2). Esta

tarefa ficou simplificada com a utilização de equipamentos e programas informáticos adequados para aquisição e tratamento deste tipo de sinais, referidos na secção 4.2.4. A segunda etapa, relacionada com a sincronização (ou transladação das ondas no tempo) das ondas incidente, reflectida e transmitida, implicou a determinação do ponto inicial de cada uma delas, o que nem sempre foi fácil e poderá não ter sido totalmente isento de erros. Na figura 4.16b apresentam-se as ondas incidente, reflectida e transmitida sincronizadas, correspondentes à figura 4.16a. A correcção da dispersão e da atenuação das ondas de cada um dos ensaios, utilizando o procedimento apresentado na secção anterior, foi a etapa seguinte. Aqui, o mais complexo foi implementar o método proposto por Bacon [1998] num programa em MatlabTM e validar o correcto funcionamento deste. A utilização deste programa mostrou ser muito eficiente e vantajosa, tendo em conta o elevado número de cálculos realizados por este automaticamente. Por fim, com as ondas incidente, reflectida e transmitida de cada ensaio corrigidas determinaram-se as propriedades mecânicas do material do provete, nomeadamente a taxa de deformação, a deformação nominal e a tensão nominal, com as expressões 4.6, 4.17 e 4.14, respectivamente.

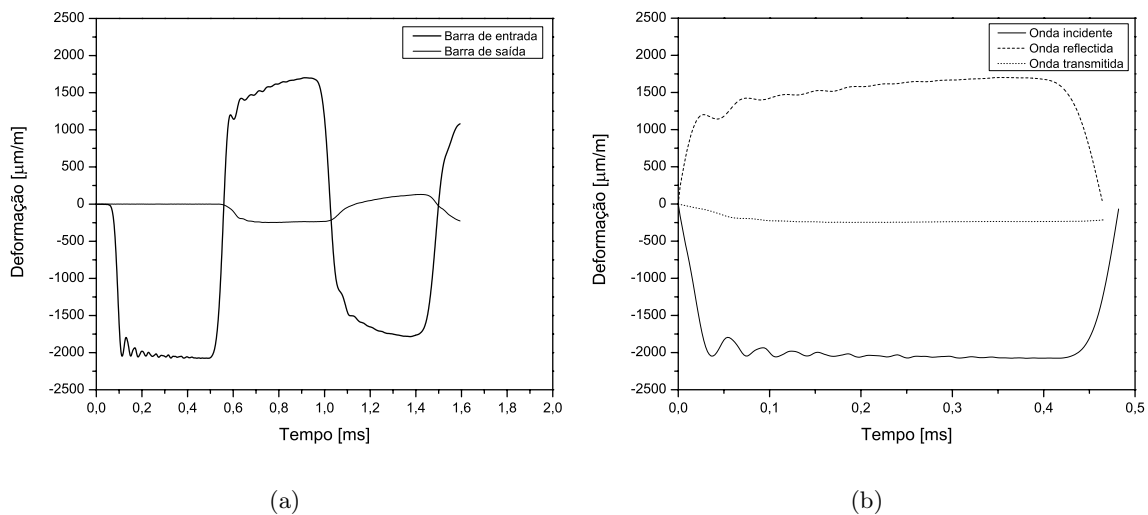


Figura 4.16: Resultados experimentais de um ensaio da série com referência DHV2: (a) sinais medidos nas barras de entrada e de saída e (b) ondas incidente, reflectida e transmitida sincronizadas.

Os ensaios realizados agruparam-se em 6 séries de acordo com a pressão utilizada para o disparo do impactor, como se apresenta na tabela 4.2. Nos gráficos da figura 4.17 apresentam-se as curvas de todos os ensaios realizados e respectiva curva média, para cada uma destas séries. Na série com referência DHV1, uma vez que só se realizou um ensaio, a curva média coincide com a curva desse mesmo ensaio. Numa primeira análise destes resultados observou-se que a dispersão das curvas aumenta com o aumento da velocidade de impacto/taxa de deformação. Para quantificar a dispersão em cada uma das séries de ensaios determinou-se o desvio padrão relativo. Na figura 4.18 apresentam-se as curvas do desvio padrão relativo em função da deformação nominal para cada uma das séries de ensaios. De uma forma geral, os valores do desvio padrão relativo apresentam um pico inicial, decrescendo então até 10% de deformação nominal, aproximadamente, mantendo-se sensivelmente constantes e iguais a 10% a partir daí, excepto no caso da série DHV6 que apresenta valores superiores. Os valores do pico inicial variam entre 15 e 65%, correspondendo estes às séries DHV3 e DHV6,

respectivamente. A maior dispersão para deformações nominais até 10% pode explicar-se pelo facto de em todos os ensaios não existir equilíbrio de forças nas faces dos provetes para valores de tempo $t \leq 0,2$ ms, aproximadamente, como se referiu na secção anterior. Para determinar os valores das deformações nominais correspondentes a este tempo, nos vários ensaios, analisaram-se as curvas deformação nominal-tempo e verificou-se que estes variavam entre 5 e 15%, aproximadamente. A partir da análise dos gráficos das forças nas faces dos provetes dos vários ensaios, semelhantes ao da figura 4.15, observou-se que a diferença entre as forças nas faces 1 e 2 aumenta com o aumento da velocidade de impacto. Este facto pode estar na origem do aumento da dispersão com o aumento da velocidade de impacto.

Para estudar a sensibilidade do comportamento mecânico das espumas de alumínio à velocidade de impacto e à taxa de deformação os parâmetros mais utilizados na literatura têm sido a tensão de cedência e a tensão de patamar, especialmente este último. Assim, neste estudo também se optou por analisar o seu comportamento com base nestes dois parâmetros.

Na figura 4.19, apresentam-se as curvas médias de tensão-deformação e da taxa de deformação-tempo das várias séries de ensaios. Numa primeira análise verifica-se que as tensões aumentam com o aumento da velocidade de impacto/taxa de deformação, excepto no caso da série DHV6. O facto desta última sair fora do padrão pode explicar-se pelos elevados valores registados no seu desvio padrão relativo. Para quantificar as variações das tensões de cedência e de patamar determinaram-se os seus valores, utilizando o mesmo método do capítulo 3 (ver secção 3.5.1). Tendo em conta que as curvas tensão-deformação obtidas nos ensaios dinâmicos atingiram valores máximos de deformação nominal inferiores à deformação de densificação, a aplicação deste método ficou condicionada e sujeita a algumas alterações. No caso da expressão 3.4, utilizada para determinar a tensão de patamar, a deformação de densificação foi substituída pela deformação máxima atingida no ensaio em questão.

Na tabela 4.4 apresentam-se os valores da velocidade de impacto, da taxa de deformação, da tensão de cedência e da tensão de patamar para cada uma das séries, incluindo também para efeitos de comparação as quatro séries correspondentes aos ensaios *quasi*-estáticos. As taxas de deformação das séries relativas a ensaios dinâmicos foram determinadas calculando o declive das curvas de deformação nominal-tempo médias (obtidas pela expressão 4.17). Para a série com referência DHV1 não se determinaram as tensões de cedência nem de patamar, visto que só foi realizado um ensaio e o valor da deformação máxima atingida foi muito pequeno. Na comparação das curvas tensão-deformação nominal e dos correspondentes valores das tensões de cedência e de patamar entre as séries relativas a ensaios dinâmicos e a ensaios *quasi*-estáticos é necessário ter em conta que as condições de ensaio não são exactamente as mesmas, isto é:

nos ensaios *quasi*-estáticos verifica-se a existência de equilíbrio de forças nas faces dos provetes e nos dinâmicos tal não acontece durante todo o tempo de duração destes;

as tensões de cedência relativas aos ensaios dinâmicos foram determinadas numa zona das curvas tensão-deformação nominal onde não existia equilíbrio de forças;

as tensões de patamar relativas aos ensaios *quasi*-estáticos e dinâmicos foram determinadas pela mesma expressão (expressão 3.4), mas com as alterações referidas anteriormente;

as dimensões dos provetes não são iguais;

as densidades dos provetes das séries EUD1Vx, EUD2Vx e DHVx são diferentes.

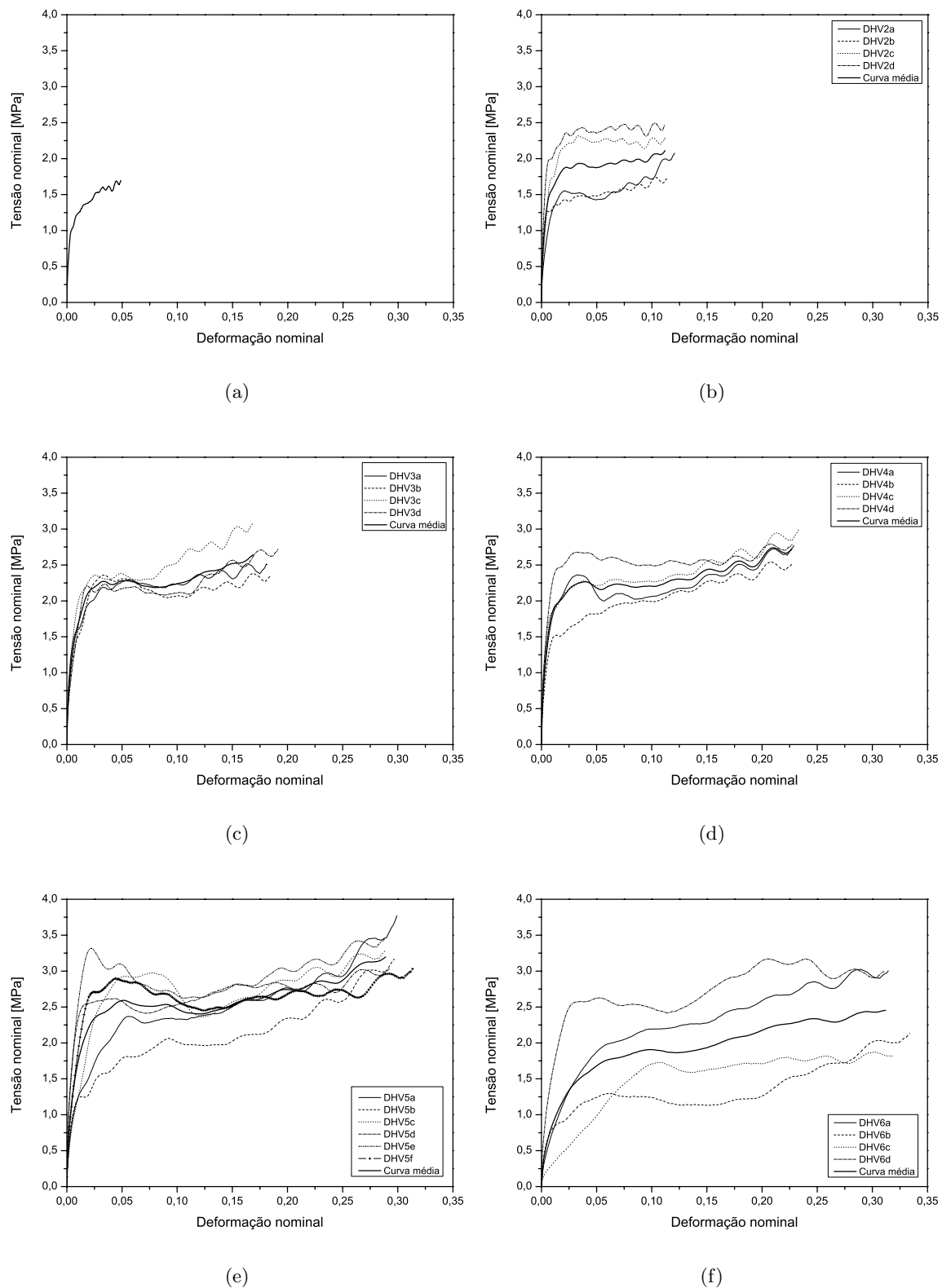


Figura 4.17: Curvas tensão-deformação nominal dos vários ensaios de cada uma das séries e respectiva curva média: (a) série DHV1, (b) série DHV2, (c) série DHV3, (d) série DHV4, (e) série DHV5 e (f) série DHV6.

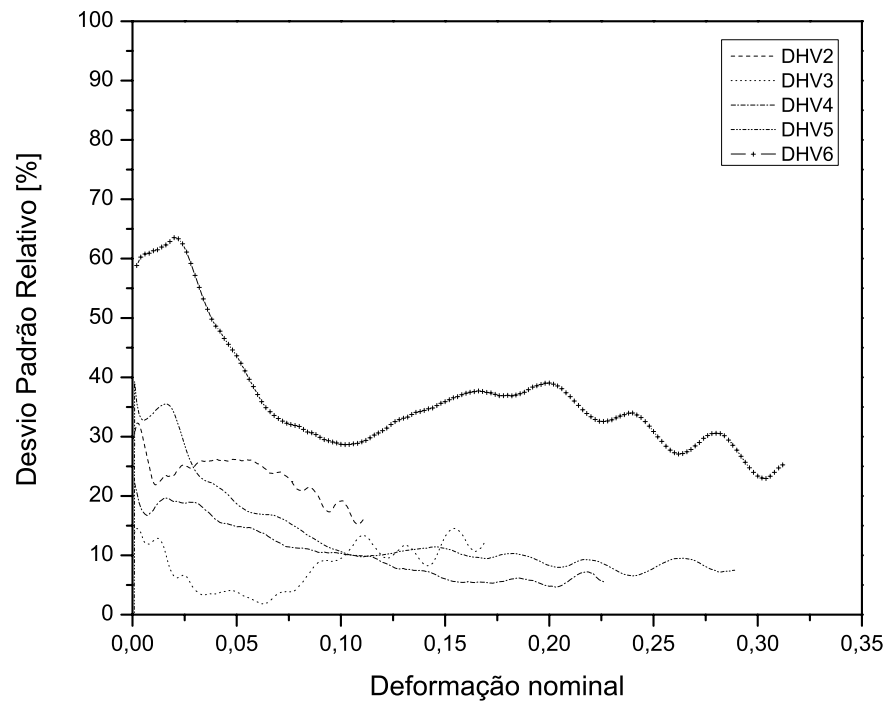


Figura 4.18: Desvio padrão relativo dos resultados obtidos nos ensaios das diferentes séries.

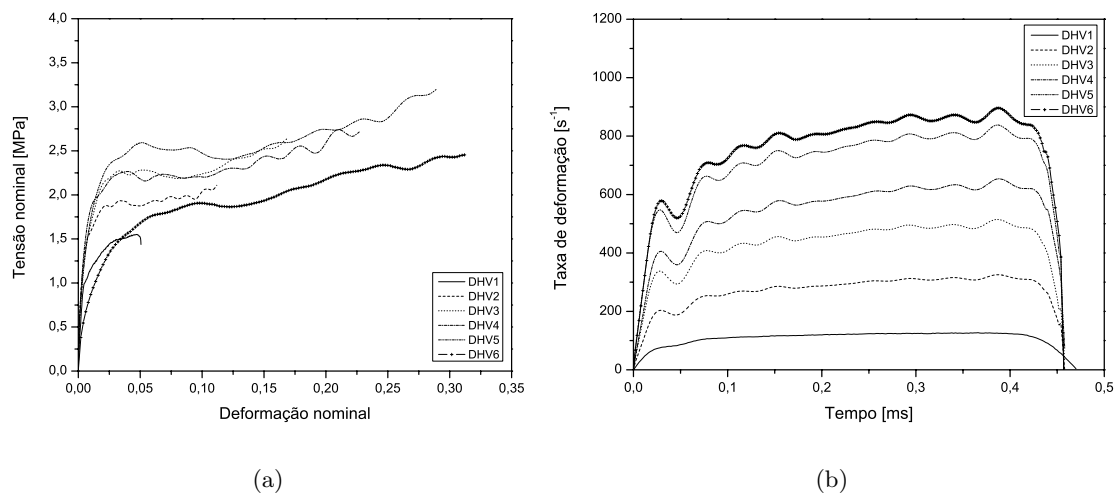


Figura 4.19: Curvas médias das várias séries de ensaios: (a) curvas tensão-deformação nominal e (b) curvas taxa de deformação-tempo.

Tabela 4.4: Valores da velocidade, da taxa de deformação, da tensão de cedência e da tensão de patamar de cada uma das séries de ensaios, incluindo os *quasi*-estáticos.

Referência	ρ [kg/m ³]	v [m/s]	$\dot{\epsilon}$ [s ⁻¹]	σ_y [MPa]	σ_{pl} [MPa]
DHV1	260	9,070	120	—	—
DHV2		10,390	300	1,28	1,90
DHV3		11,710	470	1,29	2,27
DHV4		14,350	600	1,45	2,32
DHV5		16,990	770	1,29	2,61
DHV6		19,630	830	0,715	1,98
EUD2V1	250	10 ⁻⁵ (1)	10 ⁻⁴	1,10	1,75
EUD2V2		10 ⁻⁴ (2)	10 ⁻²	1,11	1,87
EUD1V1	300	10 ⁻⁵ (1)	10 ⁻⁴	1,47	2,46
EUD1V2		10 ⁻⁴ (2)	10 ⁻²	1,41	2,37

(1) $v = 1$ mm/min e (2) $v = 50$ mm/min.

Para facilitar a comparação dos valores das tensões de cedência e de patamar das várias séries de ensaios, os valores da tabela 4.4 apresentam-se na forma de gráfico de barras na figura 4.20. A série DHV5 considera-se como referência para o valor mais elevado de velocidade de impacto/taxa de deformação, visto que a série DHV6 exibe um comportamento fora do padrão. Se compararmos os valores das tensões dos ensaios dinâmicos entre si verifica-se que a tensão de cedência se mantém sensivelmente constante e a tensão de patamar sofre um aumento de cerca de 37,1% da série DHV2 para a série DHV5. Tendo como referência as séries EUD2V1 e EUD2V2, concernentes a provetes com densidade ($D_2 = 250$ kg/m³) semelhante aos das séries dos ensaios dinâmicos, verifica-se que as tensões de cedência e de patamar da série DHV5 registam aumentos de 17,2 e 16,3%, e 48,7 e 39,8%, respectivamente. Por outro lado, se se tomarem como referência as séries EUD1V1 e EUD1V2, correspondentes a uma densidade superior ($D_1 = 300$ kg/m³), verifica-se que as tensões de cedência e de patamar da série DHV5 registam diminuições de 12,2 e 8,0%, e aumentos de 5,9 e 9,9%, respectivamente.

Na análise dos resultados experimentais dos ensaios *quasi*-estáticos concluiu-se que a densidade era o parâmetro com mais influência no comportamento mecânico das espumas de alumínio. No estudo da influência da geometria e das dimensões dos provetes (ver secção 3.5.2) verificou-se que no caso dos provetes de menores dimensões, semelhantes às dos utilizados nos ensaios dinâmicos, existia grande dispersão de densidades, tendo-se registado valores de dispersão entre 10 e 70%. A estrutura celular das espumas de alumínio ALPORAS® é heterogénea e tem alguns defeitos, portanto, quanto menor a dimensão dos provetes maior a dispersão de densidade que se obtém. Os provetes utilizados nos ensaios dinâmicos, como já se referiu, foram retirados de uma placa com densidade $D_3 = 260$ kg/m³, a qual se considerou ser a sua densidade. No entanto, este valor é um valor médio, que localmente pode ser inferior ou superior. Para explicar a influência da densidade dos provetes nos resultados apresentam-se na figura 4.21 as curvas tensão-deformação nominal (figura 4.21a) e os valores da tensão de patamar calculados (figura 4.21b), incluindo os referentes às séries dos ensaios *quasi*-estáticos. Em ambos os gráficos pode observar-se o aumento do valor das tensões de patamar das séries EUD1V1 e EUD1V2 relativamente aos das séries EUD2V1 e EUD2V2, correspondente ao aumento da densidade. Este aumento é quantificável em 40,4 e 27,2%, respectivamente. A ordem de grandeza deste é assim equivalente à que se observou com o aumento da velocidade de impacto/taxa de deformação, indicada no parágrafo anterior. Nas

curvas tensão-deformação nominal dos ensaios da série DHV2, apresentadas na figura 4.17b, o efeito da densidade é uma explicação muito provável para a diferença nas tensões de patamar registadas. Como se pode observar nesta figura duas das curvas têm tensões de patamar $\sigma_{pl} \simeq 1,50$ MPa e as outras duas $\sigma_{pl} \simeq 2,25$ MPa, o que representa uma diferença de cerca de 50%.

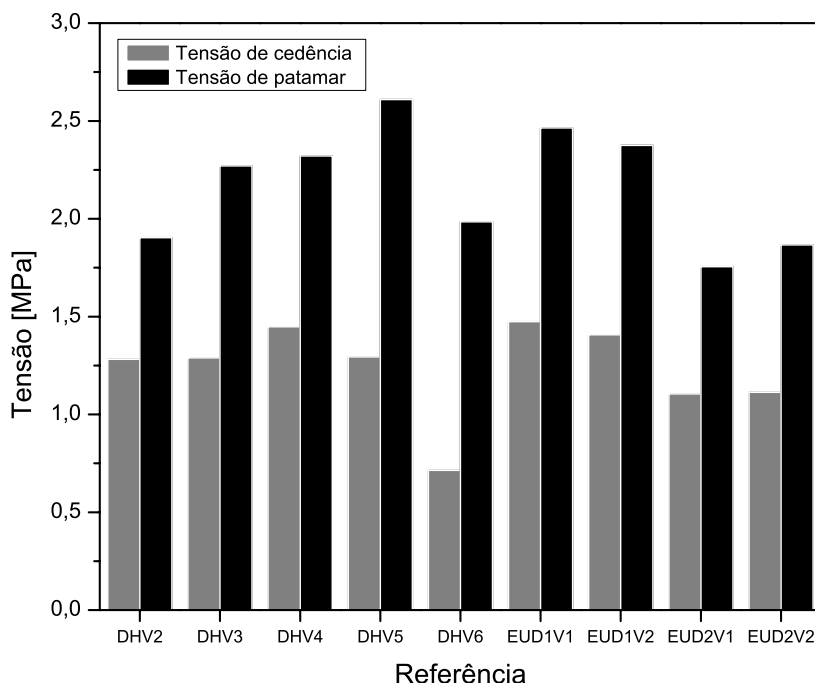
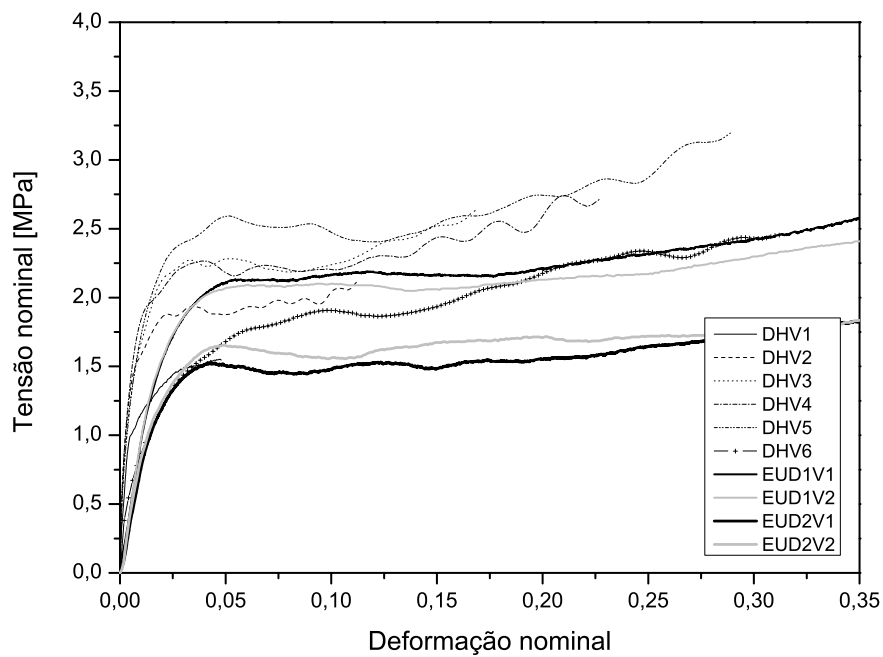


Figura 4.20: Valores das tensões de cedência, σ_y^c , e das tensões de patamar, σ_{pl} , das várias séries de ensaios, incluindo as dos ensaios *quasi*-estáticos.

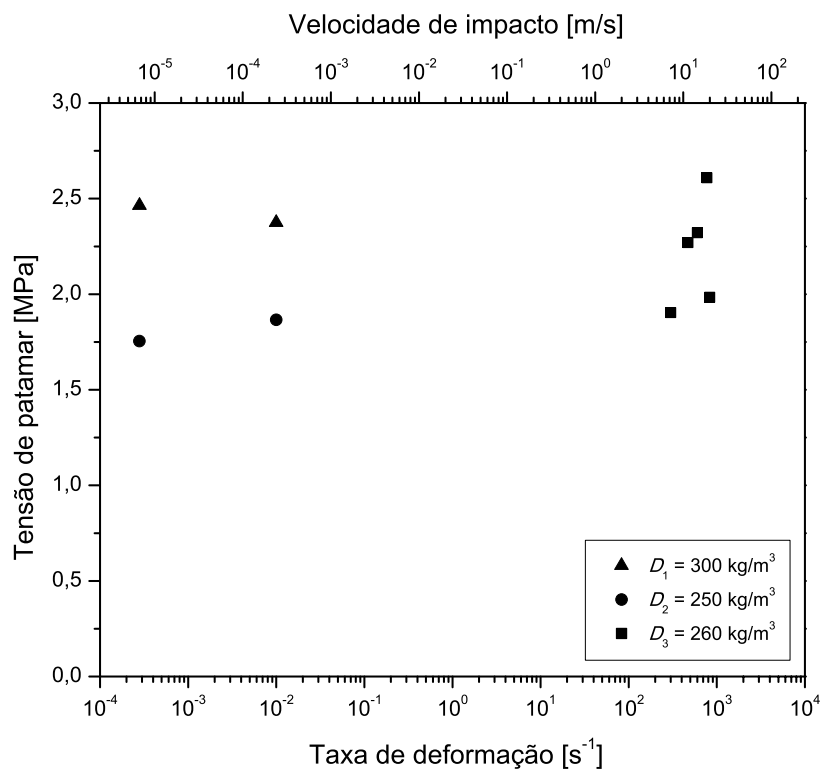
4.4.5 Curvas energia específica-deformação nominal

Nos ensaios *quasi*-estáticos estudou-se a influência de vários parâmetros na capacidade de absorção de energia a partir da comparação da energia específica correspondente a 50% de deformação nominal. Nos ensaios dinâmicos, devido ao facto das deformações máximas atingidas serem muito inferiores, analisou-se o efeito da velocidade de impacto/taxa de deformação na capacidade de absorção de energia com base na energia específica volúmica correspondente a três valores de deformação nominal: $\varepsilon = 10, 15$ e 20% .

Na figura 4.22 apresentam-se as curvas da energia específica volúmica-deformação nominal das várias séries de ensaios dinâmicos e das séries relativas aos ensaios de compressão uniaxial *quasi*-estática. Nesta figura pode observar-se que para pequenas deformações a diferença entre as curvas é mínima e vai aumentando à medida que aumenta a deformação nominal. Tendo em conta que esta análise está limitada a valores de deformação pequenos, que se encontram na gama na qual não se verifica a existência de equilíbrio de forças, é necessário alguma precaução na análise dos resultados. Para poder quantificar a variação da energia específica volúmica entre as várias séries apresentam-se os seus respectivos valores na tabela 4.5. Na figura 4.23 mostram-se estes mesmos valores na forma de gráfico de barras, para facilitar a sua visualização. Nesta figura e na tabela 4.5 constata-se que, devido à limitação da deformação nominal máxima obtida experimentalmente, o cálculo do valor da energia específica nas séries DHV2 e DHV3 ficou limitado aos correspondentes às deformações nominais



(a)



(b)

Figura 4.21: Influência da velocidade de impacto/taxa de deformação e da densidade na tensão de patamar: (a) curvas tensão-deformação nominal e (b) pontos relativos aos valores calculados.

$\varepsilon = 10\%$ e $\varepsilon = 15\%$, respectivamente. Tal como na secção anterior, considera-se a série DHV5 como referência para o valor máximo de velocidade de impacto/taxa de deformação e não se considera a série DHV1 pelas razões apresentadas anteriormente. Para os valores correspondentes às deformações nominais $\varepsilon = 10\%$ e $\varepsilon = 15\%$, e considerando somente os ensaios dinâmicos, registaram-se aumentos de 25,9 e de 7,5% no valor da série DHV5 relativamente às séries DHV2 e DHV3, respectivamente. Se se incluir na comparação as séries referentes aos ensaios *quasi*-estáticos as diferenças aumentam. Tendo como referência as séries EUD2V1 e EUD2V2, e considerando os valores relativos à deformação nominal $\varepsilon = 20\%$, verifica-se que o valor da série DHV5 regista aumentos de 71,9 e 58,1%, respectivamente. Se se tomar como referência as séries EUD1V1 e EUD1V2, verifica-se que o valor da série DHV5 regista aumentos de 21,7 e 24,7%, respectivamente. Na comparação directa entre os valores dos ensaios dinâmicos e dos ensaios *quasi*-estáticos é necessário ter em conta a ressalva que se fez na secção anterior relativamente às condições de ensaio.

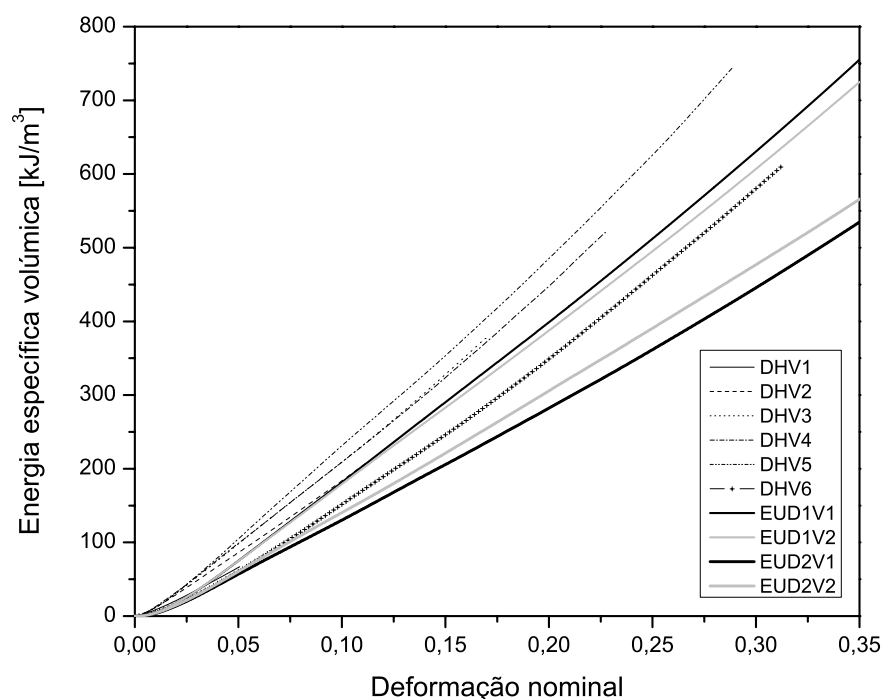


Figura 4.22: Curvas da energia específica volumétrica, incluindo as dos ensaios *quasi*-estáticos.

4.5 Conclusões

Neste capítulo estudou-se a influência da velocidade de impacto/taxa de deformação no comportamento dinâmico das espumas de alumínio ALPORAS®. Com este fim realizaram-se ensaios experimentais dinâmicos com um dispositivo de barras de Hopkinson, com barras e impactor de PMMA. Tendo em conta o facto de se utilizarem barras viscoelásticas analisaram-se os efeitos da dispersão e da atenuação na propagação de ondas e verificou-se ser necessário proceder à sua correcção. Para fazer a correcção da dispersão e da atenuação seleccionou-se o método exclusivamente experimental proposto por Bacon [1998], o qual se implementou num programa em Matlab™.

Na análise das curvas tensão-deformação compararam-se os valores das tensões de cedência e de patamar das várias séries de ensaios, incluindo ensaios *quasi*-estáticos. Quer na com-

Tabela 4.5: Valores da energia específica volúmica para diferentes valores de deformação nominal.

Referência	ρ [kg/m ³]	E_V [kJ/m ³]		
		$\varepsilon = 10\%$	$\varepsilon = 15\%$	$\varepsilon = 20\%$
DHV2	260	183,68	—	—
DHV3		208,86	328,71	—
DHV4		208,99	323,72	447,78
DHV5		231,30	353,44	485,30
DHV6		151,62	246,01	348,90
EUD2V1	250	130,24	205,66	282,19
EUD2V2		140,30	221,60	306,91
EUD1V1	300	181,62	290,27	398,80
EUD1V2		180,86	283,52	389,04

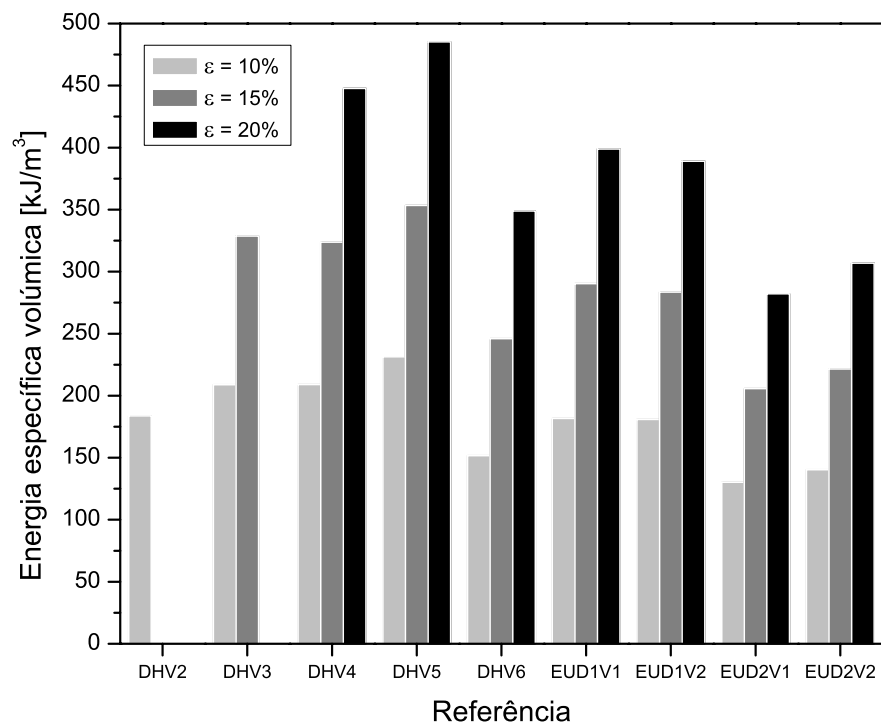


Figura 4.23: Valores da energia específica volúmica para diferentes valores de deformação nominal.

paração exclusiva entre ensaios dinâmicos quer quando se incluíram os ensaios *quasi*-estáticos observaram-se aumentos da tensão de patamar com o aumento da velocidade de impacto/taxa de deformação. Os valores máximos registados foram na ordem dos 50%. Não se verificou a existência de um padrão na variação das tensões de cedência. No entanto, apesar dos aumentos consideráveis registados nas tensões de patamar, se se considerar o conjunto de condicionantes que se identificaram não se pode concluir que a resistência mecânica das espumas de alumínio ALPORAS® aumenta com o aumento da velocidade de impacto/taxa de deformação. Os valores máximos referidos correspondem à comparação directa entre os ensaios dinâmicos e os *quasi*-estáticos que não foram realizados nas mesmas condições de ensaio, nomeadamente no que diz respeito ao equilíbrio de forças nas faces do provete e à densidade e dimensões dos provetes. A dispersão observada nas curvas tensão-deformação nominal e quantificada por meio do desvio padrão relativo, a ausência de equilíbrio de forças durante um período significativo dos ensaios dinâmicos, algumas alterações necessárias na expressão de cálculo das tensões de patamar e a provável dispersão da densidade dos provetes utilizados nestes não permitem afirmar que há uma relação directa entre o aumento da velocidade de impacto/taxa de deformação e o aumento das tensões de patamar.

Em relação à capacidade de absorção de energia, quantificada pela energia específica volúmica, também se observaram aumentos com o aumento da velocidade de impacto/taxa de deformação. Mais uma vez, na comparação directa entre os valores dos ensaios dinâmicos e dos *quasi*-estáticos registaram-se os aumentos máximos, neste caso da energia específica volúmica, correspondente à deformação nominal $\varepsilon = 20\%$, e na ordem dos 70%. Pelas mesmas razões enunciadas para o caso das tensões não se pode relacionar o aumento da capacidade de absorção de energia directamente com o aumento da velocidade de impacto/taxa de deformação.

Em conclusão, para a gama de taxas de deformação considerada neste estudo pode concluir-se que as curvas de tensão-deformação nominal obtidas nos ensaios *quasi*-estáticos podem ser utilizadas para descrever o comportamento mecânico das espumas de alumínio ALPORAS® no regime dinâmico. No entanto, tendo em conta a influência da densidade, será prudente utilizar uma curva correspondente à densidade em estudo.

Parte III

Modelação Numérica

Capítulo 5

Modelos constitutivos

Neste capítulo apresentam-se vários modelos constitutivos representativos do comportamento mecânico de espumas metálicas e respectivos parâmetros de calibração. Com base nos resultados experimentais determinaram-se os parâmetros de dois destes modelos, nomeadamente os dos modelos implementados no programa comercial AbaqusTM.

5.1 Introdução

A modelação constitutiva baseada na termodinâmica com variáveis internas parte da hipótese de que num determinado instante de um processo termodinâmico o estado do material num dado ponto pode ser completamente definido por um número finito de variáveis de estado. A escolha deste conjunto de variáveis de estado deve ser feita tendo por base o material e os processos que o modelo constitutivo terá de descrever. Para que o modelo constitutivo decra com sucesso o comportamento do material nos referidos processos a escolha das variáveis internas deverá ser criteriosa [de Souza Neto et al., 2008].

A modelação constitutiva com recurso a variáveis internas pode ser feita por duas aproximações distintas: a micromecânica e a fenomenológica. A aproximação micromecânica consiste no estudo dos mecanismos existentes ao nível da microescala (nos metais, por exemplo, os átomos, os cristais, os grãos, *etc.*) e a determinação das respectivas variáveis internas. Metodologias de homogeneização permitem converter estas variáveis nas correspondentes ao material contínuo e homogéneo equivalente. A aproximação fenomenológica consiste no estudo de um volume representativo do material contínuo e homogéneo equivalente, estando neste caso as variáveis internas associadas directamente aos processos dissipativos registados na macroescala por meio de variáveis contínuas tais como, por exemplo, a deformação [de Souza Neto et al., 2008].

Numa teoria puramente mecânica, na qual se desprezam os efeitos da temperatura, as equações constitutivas gerais baseadas na termodinâmica com variáveis internas resumem-se

às seguintes relações [de Souza Neto et al., 2008]:

$$\begin{cases} \psi &= \psi(\boldsymbol{\varepsilon}, \boldsymbol{\varphi}) \\ \boldsymbol{\sigma} &= \bar{\rho} \frac{\partial \psi}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}} \\ \dot{\boldsymbol{\varphi}} &= f(\boldsymbol{\varepsilon}, \boldsymbol{\varphi}) \end{cases} \quad (5.1)$$

em que ψ é a energia livre específica, $\boldsymbol{\varepsilon}$ é o tensor das deformações infinitesimais, $\boldsymbol{\varphi}$ representa um conjunto de variáveis internas associadas aos mecanismos dissipativos, $\boldsymbol{\sigma}$ é o tensor das tensões de Cauchy e $\bar{\rho}$ é a densidade na configuração de referência (ou do material não-deformado).

No caso das espumas metálicas, também podem ser utilizadas as duas aproximações descritas anteriormente, no desenvolvimento de modelos constitutivos representativos do seu comportamento mecânico. A utilização de modelos micromecânicos está geralmente associada à otimização das propriedades mecânicas das espumas metálicas. O estudo da influência da estrutura celular (disposição celular, dimensão das células, defeitos, *etc.*) das espumas metálicas no seu comportamento mecânico é um dos exemplos. De um modo geral, são utilizados modelos microgeométricos discretos desenvolvidos a partir de métodos de células representativas unitárias. No desenvolvimento e simulação do comportamento mecânico de componentes estruturais de espumas metálicas (estruturas para absorção da energia num impacto, por exemplo), cuja dimensão é muito superior à das células individuais, a utilização de modelos micromecânicos não é uma opção viável. Deste modo, a opção por modelos macroscópicos, nomeadamente os fenomenológicos, tem sido prática comum [Daxner, 2003]. A calibração destes modelos é feita, na maioria dos casos, recorrendo a resultados experimentais.

Para que a utilização de espumas metálicas em aplicações de engenharia seja uma realidade cada vez mais frequente, é necessário aprofundar o conhecimento no que diz respeito ao seu comportamento mecânico. Além disso, tendo em conta a crescente utilização de métodos numéricos para a simulação do comportamento mecânico de materiais, nomeadamente o método dos elementos finitos (MEF), muitos investigadores têm-se dedicado ao estudo e desenvolvimento de modelos capazes de descrever com rigor o comportamento mecânico de espumas metálicas passíveis de serem implementados numericamente.

Na maioria das aplicações estruturais em que as espumas metálicas são utilizadas verifica-se a ocorrência do fenómeno de plastificação. Por este motivo, a formulação de modelos de plasticidade (ou elastoplasticidade) específicos para espumas metálicas é fundamental.

5.2 Elastoplasticidade

Nesta secção apresentam-se os principais aspectos a ter em conta na descrição do comportamento elastoplástico de materiais de acordo com a teoria clássica da plasticidade para pequenas deformações (ou deformações infinitesimais). Os materiais aos quais se aplica a teoria matemática de plasticidade denominam-se materiais plásticos. Esta classe de materiais caracteriza-se por sofrer deformações permanentes (ou plásticas) quando são completamente descarregados após terem sido submetidos a um carregamento com tensões superiores à sua tensão de cedência. Esta teoria é válida somente para modelar o comportamento mecânico de materiais cujo comportamento, quando sujeitos a um determinado processo, não apresente sensibilidade à taxa a que é aplicado o carregamento. No caso em que o comportamento dos materiais é sensível à taxa de deformação estes, bem como os modelos constitutivos que descrevem o seu comportamento, denominam-se viscoelásticos. Quando num modelo se faz o acoplamento do comportamento elástico com o plástico este denomina-se elastoplástico.

Na figura 5.1 apresenta-se o gráfico de tensão-deformação resultante de um ensaio de tracção uniaxial característico de um metal dúctil. Neste, podem identificar-se várias propriedades fenomenológicas comuns à maioria dos materiais, nomeadamente [de Souza Neto et al., 2008]:

- Zona elástica delimitada pela tensão de cedência, σ_{y0} ou σ_{y1} ;
- Zona de cedência plástica ou escoamento plástico, quando o material é carregado para valores de tensão superiores à tensão de cedência;
- Encruamento, ou seja, aumento da tensão com o aumento da deformação plástica (aumento do valor da tensão de cedência de σ_{y0} para σ_{y1}).

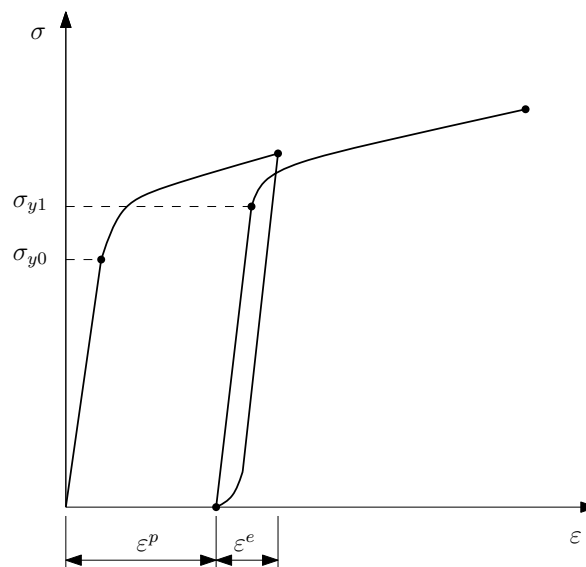


Figura 5.1: Curva típica de um ensaio de tracção de um material dúctil.

Para definir o comportamento elastoplástico de um material é necessário definir o seguinte conjunto de entidades [Khan and Huang, 1995; Simo and Hughes, 1998; de Souza Neto et al., 2008]: (i) Lei de elasticidade, (ii) Critério de cedência, (iii) Lei de plasticidade, (iv) Lei de encruamento, (v) Condição de consistência e (vi) Condições de carga-descarga.

5.2.1 Decomposição aditiva da deformação

Considerando a formulação para pequenas deformações é comum considerar-se a decomposição aditiva do tensor das deformações totais ε nas suas componentes elástica ε^e e plástica ε^p de acordo com a expressão

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p. \quad (5.2)$$

Consequentemente, pode definir-se o tensor das deformações elásticas como

$$\varepsilon^e = \varepsilon - \varepsilon^p. \quad (5.3)$$

5.2.2 Potencial de energia livre e lei de elasticidade

A energia livre específica, ψ , apresentada na secção 5.1, pode decompor-se na soma das parcelas relativas às contribuições elástica (deformação elástica) e plástica (encruamento), de acordo com a expressão

$$\begin{aligned}\psi(\boldsymbol{\varepsilon}, \boldsymbol{\varepsilon}^p, \boldsymbol{\varphi}) &= \psi^e(\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^p) + \psi^p(\boldsymbol{\varphi}) \\ &= \psi^e(\boldsymbol{\varepsilon}^e) + \psi^p(\boldsymbol{\varphi}),\end{aligned}\quad (5.4)$$

em que $\boldsymbol{\varepsilon}^p$ e $\boldsymbol{\varphi}$ são variáveis internas, estando esta última associada ao fenómeno de encruamento. Deste modo, a partir da energia livre específica obtém-se a equação constitutiva para a lei de elasticidade

$$\boldsymbol{\sigma} = \bar{\rho} \frac{\partial \psi^e}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}^e}. \quad (5.5)$$

No caso de o material ter um comportamento elástico linear e isotrópico a equação 5.5 pode ser reescrita na forma

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}^e : \boldsymbol{\varepsilon}^e, \quad (5.6)$$

em que \mathbf{D}^e é o tensor de elasticidade isotrópica.

5.2.3 Critério de cedência

O critério de cedência caracteriza o estado de tensão de um determinado ponto material e também a transição entre os comportamentos elástico e plástico, por meio da função de cedência, Φ , definida por

$$\Phi = \Phi(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{A}), \quad (5.7)$$

em que \mathbf{A} é o tensor das forças termodinâmicas de encruamento, obtidas a partir da energia livre mediante a expressão

$$\mathbf{A} = \bar{\rho} \frac{\partial \psi^p}{\partial \boldsymbol{\varphi}}. \quad (5.8)$$

A cada variável interna do tensor $\boldsymbol{\varphi}$ corresponde uma força termodinâmica conjugada, obtida pela expressão anterior. A função de cedência é negativa quando o ponto material se encontra no domínio elástico e igual a zero quando se encontra na superfície de cedência, isto é, na fronteira do domínio elástico.

5.2.4 Lei de plasticidade

Num modelo constitutivo é necessário definir leis de evolução das variáveis internas que são, neste caso, as variáveis associadas aos fenómenos dissipativos ($\boldsymbol{\varepsilon}^p$ e $\boldsymbol{\varphi}$). Na caracterização do comportamento mecânico em regime plástico as relações constitutivas podem ser obtidos por uma de duas formulações possíveis: a teoria incremental ou a teoria da deformação total. Na teoria incremental considera-se que o estado de deformação plástica dos materiais depende da trajectória de carregamento e, portanto, utiliza-se uma relação entre o tensor das tensões e o tensor dos incrementos de deformação plástica. Na teoria da deformação total, o tensor das tensões é relacionado com o tensor das deformações.

Tendo em conta que na maioria dos materiais se verifica que o estado de deformação plástica depende da trajectória de carregamento, neste trabalho apresentar-se-á o fenómeno da plasticidade de acordo com a teoria incremental, que é a base da denominada teoria de escoamento plástico. Deste modo, a lei de escoamento plástico é dada pela relação

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \dot{\gamma} \mathbf{N}, \quad (5.9)$$

onde o tensor

$$\mathbf{N} = \mathbf{N}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{A}) \quad (5.10)$$

se designa por vector de escoamento e o escalar $\dot{\gamma}$ se denomina multiplicador plástico. Frequentemente, a lei de plasticidade é definida em termos de um potencial plástico, Ψ , definido como

$$\Psi = \Psi(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{A}), \quad (5.11)$$

a partir do qual se determina o vector de escoamento, tal que

$$\mathbf{N} \equiv \frac{\partial \Psi}{\partial \boldsymbol{\sigma}}. \quad (5.12)$$

Deste modo a equação 5.9 fica

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \dot{\gamma} \frac{\partial \Psi}{\partial \boldsymbol{\sigma}}. \quad (5.13)$$

O multiplicador plástico é positivo quando se verifica a ocorrência de deformação plástica. Nesta situação o vector de escoamento implica que o tensor da taxa de deformação plástica seja normal e exterior à superfície de potencial plástico e o multiplicador plástico corresponde ao módulo do seu incremento. Em muitos modelos constitutivos, especialmente para os metais dúcteis, o potencial plástico utilizado coincide com a função de cedência, isto é

$$\Psi \equiv \Phi. \quad (5.14)$$

Estes modelos denominam-se modelos com escoamento associativo.

5.2.5 Lei de encruamento

Assim que se inicia a deformação plástica, a lei de encruamento regula a evolução da superfície de cedência de acordo com a evolução da deformação plástica. De uma forma genérica, a lei de encruamento define-se pela expressão

$$\dot{\boldsymbol{\varphi}} = \dot{\gamma} \mathbf{H}, \quad (5.15)$$

em que a função

$$\mathbf{H} = \mathbf{H}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{A}) \quad (5.16)$$

é o módulo de encruamento, que define a evolução das variáveis internas de encruamento ($\boldsymbol{\varphi}$) associadas à variação das forças termodinâmicas de encruamento (\mathbf{A}). Esta variação está relacionada com a possível alteração da dimensão, forma e/ou orientação da superfície de cedência.

A evolução da superfície de cedência pode ser definida, na maior parte dos casos, por três tipos de lei de encruamento: encruamento isotrópico, encruamento cinemático ou encruamento misto. Com uma lei de encruamento isotrópico a evolução da superfície de cedência consiste na sua expansão uniforme. No caso de uma lei de encruamento cinemático a superfície de cedência mantém a sua forma e dimensão iniciais, resultando a evolução na sua translação no espaço das tensões. Esta lei de encruamento permite modelar o efeito de Bauschinger. A evolução da superfície de cedência com base numa lei de encruamento misto resulta na conjugação da sua expansão e translação. Na figura 5.2 mostram-se esquematicamente exemplos destes três tipos de lei de encruamento.

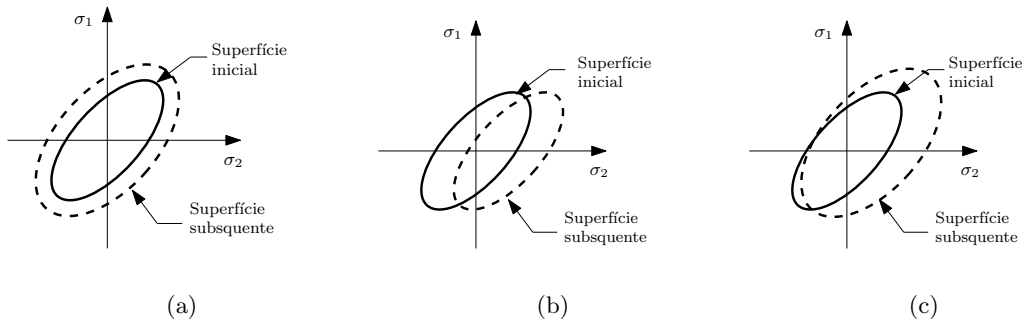


Figura 5.2: Leis de encruamento: (a) encruamento isotrópico, (b) encruamento cinemático e (c) encruamento misto.

5.2.6 Condição de consistência

A condição de consistência, definida pela expressão

$$\dot{\gamma}\dot{\Phi} = 0, \quad (5.17)$$

força a que todos os pontos representativos de estados de tensão permaneçam na superfície de cedência durante um carregamento envolvendo o fenómeno de plastificação. Esta condição permite determinar o multiplicador plástico ($\dot{\gamma}$).

5.2.7 Condições de carga-descarga

As condições de carga-descarga, descritas pelas seguintes expressões

$$\begin{cases} \Phi & \leq 0 \\ \dot{\gamma} & \geq 0, \\ \dot{\gamma}\Phi & = 0 \end{cases} \quad (5.18)$$

permitem determinar se a natureza da deformação é ou elástica ou plástica. De acordo com estas relações e com a condição de consistência, é possível definir a natureza da deformação como [Teixeira-Dias et al., 2010]:

Elástica

$$\begin{cases} \Phi(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{A}) < 0 & \Rightarrow \dot{\gamma} = 0 \text{ (deformação elástica)} \\ \Phi(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{A}) = 0 \text{ e } \dot{\Phi}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{A}) < 0 & \Rightarrow \dot{\gamma} = 0 \text{ (descarga elástica)} \\ \Phi(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{A}) = 0 \text{ e } \dot{\Phi}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{A}) = 0 & \text{ e } \dot{\gamma} = 0 \text{ (carga neutra)} \end{cases}$$

Plástica

$$\Phi(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{A}) = 0 \text{ e } \dot{\Phi}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{A}) = 0 \text{ e } \dot{\gamma} > 0 \text{ (carga plástica)}$$

5.3 Formulação para grandes deformações

O modelo elastoplástico descrito na secção anterior foi apresentado tendo em conta a formulação para pequenas deformações. No entanto, em análises numéricas do comportamento

mecânico de espumas metálicas em aplicações estruturais podem surgir grandes deformações e rotações de corpo livre. Na implementação de um modelo constitutivo para análises com grandes deformações é necessário ter em conta o efeito das rotações de corpo livre.

Na figura 5.3 representa-se esquematicamente um corpo na sua configuração original (não-deformada) e nas configurações deformadas nos instantes t e $t + \Delta t$. Nas configurações deformadas o sistema de eixos local (ou co-rotacional, Oxy) mostra a ocorrência de uma rotação incremental entre os instantes de tempo t e $t + \Delta t$.

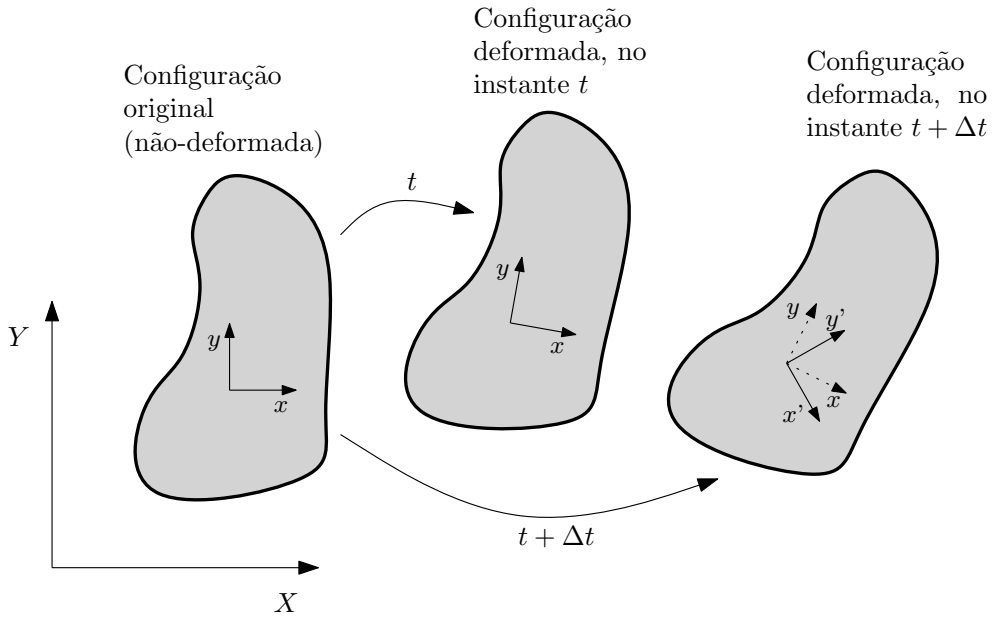


Figura 5.3: Representação esquemática de um corpo na sua configuração original (não-deformada) e nas configurações deformadas nos instantes t e $t + \Delta t$.

Na formulação para grandes deformações, para determinar o estado de tensão no instante $t + \Delta t$ é necessário conhecer a tensão no instante t , σ_t , relativamente ao referencial do material (que corresponde à configuração original, OXY) e o tensor de rotação, \mathbf{R} , correspondente à rotação incremental de corpo livre. Assim, para proceder à actualização da tensão utiliza-se a expressão

$$\Delta \sigma = \Delta \check{\sigma} + \mathbf{R} \sigma_t \mathbf{R}^T, \quad (5.19)$$

apresentada na forma incremental, em que $\Delta \check{\sigma}$ é o incremento de tensão objectiva (ou co-rotacional).

No programa comercial AbaqusTM, utilizado no âmbito deste trabalho, a necessária rotação de corpo livre para as deformações e para as tensões é feita de forma automática, podendo o modelo constitutivo ser formulado para pequenas deformações. A tensão σ_t , correspondente ao início do incremento de tempo, já está afectada da devida rotação, ou seja, é efectivamente $\mathbf{R} \sigma_t \mathbf{R}^T$ [Dunne and Petrinic, 2005].

Pelos motivos expostos nos parágrafos anteriores, os modelos constitutivos para espumas metálicas apresentam-se, na secção seguinte, tendo por base a formulação para pequenas deformações (tal como o modelo elastoplástico apresentado na secção 5.2).

5.4 Modelos constitutivos para espumas metálicas

Na modelação constitutiva do comportamento mecânico de espumas metálicas é necessário ter em conta que este tipo de materiais deforma plasticamente, mesmo quando sujeito a um carregamento puramente hidrostático. Por este motivo, o escoamento plástico nestes materiais é afectado quer pela energia de deformação elástica desviadora (W_d^e) quer pela energia de deformação elástica volumétrica (ou hidrostática, W_v^e). A energia de deformação elástica total por unidade de volume de um material é definida pela expressão

$$W^e = \int_0^{\epsilon^e} \boldsymbol{\sigma} : d\boldsymbol{\epsilon}^e \quad (5.20)$$

e pode decompor-se nas componentes desviadora e volumétrica por meio da respectiva decomposição dos tensores das tensões e das deformações elásticas nas mesmas componentes, isto é

$$\begin{aligned} W^e &= W_d^e + W_v^e \\ &= \int_0^{\epsilon^e} (\mathbf{s} + \sigma_m \mathbf{I}) : (d\boldsymbol{\epsilon}_d^e + d\boldsymbol{\epsilon}_m^e \mathbf{I}), \end{aligned} \quad (5.21)$$

em que \mathbf{I} é o tensor identidade, \mathbf{s} o tensor desviador das tensões

$$\mathbf{s} = \boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{3} \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}) \mathbf{I}, \quad (5.22)$$

σ_m a tensão média (ou volumétrica)

$$\sigma_m = \frac{1}{3} \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}), \quad (5.23)$$

$\boldsymbol{\epsilon}_d^e$ o tensor das deformações elásticas desviadoras

$$\boldsymbol{\epsilon}_d^e = \boldsymbol{\epsilon}^e - \frac{1}{3} \text{tr}(\boldsymbol{\epsilon}^e) \mathbf{I} \quad (5.24)$$

e $\boldsymbol{\epsilon}_m^e$ a deformação elástica média

$$\boldsymbol{\epsilon}_m^e = \frac{1}{3} \text{tr}(\boldsymbol{\epsilon}^e) \mathbf{I}. \quad (5.25)$$

A deformação volumétrica define-se pela expressão

$$\epsilon_v = \text{tr}(\boldsymbol{\epsilon}^e) \quad (5.26)$$

e, tal como no caso da deformação total (equação 5.2), também se considera a sua decomposição aditiva nas componentes elástica, ϵ_v^e , e plástica ϵ_v^p , isto é

$$\epsilon_v = \epsilon_v^e + \epsilon_v^p. \quad (5.27)$$

A maioria dos critérios de cedência dos modelos constitutivos para espumas metálicas são definidos em função da tensão equivalente de von Mises, σ_e , definida como

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{s} : \mathbf{s}}, \quad (5.28)$$

e da pressão hidrostática, p ,

$$p \equiv \sigma_m, \quad (5.29)$$

que correspondem ao segundo invariante do tensor das tensões desviadoras e ao primeiro invariante do tensor das tensões, respectivamente. De lembrar que, conforme a convenção utilizada neste trabalho, as tensões de compressão são consideradas positivas. Daí a pressão hidrostática ser considerada igual à tensão média, quando usualmente é simétrica desta.

Hanssen et al. [2002] realizaram um extensivo estudo experimental e numérico com o objectivo de caracterizar o comportamento mecânico das espumas de alumínio Cymat SAF, e calibrar e comparar nove modelos constitutivos: quatro implementados no código comercial LS-DYNATM, dois no código comercial AbaqusTM e os restantes três propostos por diferentes autores na literatura. Os autores fizeram ainda a validação dos quatro modelos implementados no código comercial LS-DYNATM. O facto de nenhum destes nove modelos considerar a fractura foi apontado como a principal lacuna que impede a correcta modelação do comportamento mecânico de espumas metálicas. A sugestão dada, portanto, é que no futuro os modelos constitutivos para espumas metálicas tenham em conta modelos de fractura eficientes, robustos e precisos.

Neste estudo é feita a calibração e a validação dos dois modelos constitutivos para espumas metálicas implementados no código comercial AbaqusTM: *Crushable foam model with volumetric hardening* e *Crushable foam model with isotropic hardening*. No entanto, nas subsecções seguintes apresentam-se, além destes dois, outros modelos constitutivos desenvolvidos especificamente para espumas metálicas. Todos os modelos apresentados foram obtidos a partir da formulação fenomenológica.

5.4.1 Modelo proposto por Schreyer *et al.*

O modelo proposto por Schreyer et al. [1994] permite modelar a anisotropia características da maioria dos materiais celulares, nomeadamente a isotropia transversal no caso de espumas metálicas e a ortotropia no caso de materiais do tipo favo de mel (*honeycombs*).

Critério de cedência

Para modelar a anisotropia, a superfície de cedência consiste numa esfera no espaço de tensões principais (espaço de Westergaard) com centróide trasladado da origem. Este critério de cedência é, portanto, definido por uma superfície de cedência equivalente à utilizada num modelo com encruamento cinemático, dada pela expressão

$$\Phi \equiv \sqrt{(\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{b}) : (\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{b})} - \sigma_y^c(\varepsilon_v^p) \leq 0, \quad (5.30)$$

em que $\sigma_y^c(\varepsilon_v^p)$ é a tensão de cedência em compressão uniaxial e \mathbf{b} é um tensor diagonal, cujos três elementos são obtidos a partir de ensaios uniaxiais em três direcções ortogonais e de um ensaio de compressão hidrostática. Pelo facto de estes três elementos serem constantes durante o carregamento trata-se, portanto, do que se poderá designar por encruamento cinemático inicial.

Lei de plasticidade

A lei de plasticidade deste modelo implica que a direcção do vector escoamento plástico incremental seja igual à do vector de tensão actual. Esta lei é definida pela expressão

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \dot{\gamma} \frac{\partial \Psi}{\partial \boldsymbol{\sigma}}, \quad (5.31)$$

em que o potencial plástico, Ψ , é dado por

$$\begin{aligned}\Psi &= \sqrt{\frac{3}{2} \boldsymbol{\sigma} : \boldsymbol{\sigma}} \\ &= \sqrt{\sigma_e^2 + \frac{9}{2} p^2}.\end{aligned}\quad (5.32)$$

Lei de encruamento

Como foi referido nos parágrafos anteriores, apesar de a função de cedência utilizada ser equivalente à de um critério de cedência de um modelo com encruamento cinemático, trata-se apenas de um encruamento cinemático inicial para modelar a anisotropia. Neste modelo não se considera, portanto, a evolução do encruamento cinemático com o carregamento (os elementos do vector \mathbf{b} são constantes). Considera-se sim que o encruamento é isotrópico e dependente da deformação plástica volumétrica, ε_v^p , cuja lei de encruamento é descrita pela expressão

$$\sigma_y^c(\varepsilon_v^p) = \sigma_{y0}^c + H(\varepsilon_v^p). \quad (5.33)$$

A calibração da lei de encruamento é feita com base num ensaio de compressão uniaxial. No entanto, na região de patamar considera-se não existir encruamento, isto é, $\sigma_y^c(\varepsilon_v^p) = \sigma_{y0}^c$. O encruamento só é considerado quando a deformação plástica volumétrica atinge um valor crítico, que é uma função da densidade da espuma.

5.4.2 Modelo proposto por Ehlers *et al.*

O modelo proposto por Ehlers *et al.* [Ehlers and Droste, 1999; Ehlers et al., 1999] deriva da teoria dos meios porosos e é aplicável a uma vasta gama de materiais porosos com encruamento isotrópico, na qual se incluem a generalidade das espumas metálicas.

Critério de cedência

O critério de cedência é definido pela seguinte expressão

$$\Phi \equiv \sqrt{3\Gamma\sigma_e^2 + \frac{9}{2}\alpha p^2 + 81\phi^2 p^4 - 3\beta p + 9\varsigma p^2 - \kappa} \leq 0 \quad (5.34)$$

em que

$$\Gamma = \left(1 + \zeta \frac{J_3}{(\frac{1}{3}\sigma_e^2)^{3/2}}\right)^m, \quad (5.35)$$

J_3 é o terceiro invariante do tensor das tensões desviadoras e ζ , m , α , ϕ , β , ς e κ são parâmetros do material. A calibração deste modelo é um processo complexo, devido ao elevado número de parâmetros. Estes parâmetros são obtidos por meio de ensaios experimentais biaxiais e triaxiais e algoritmos de optimização não-lineares [Ehlers et al., 1999]. Os parâmetros ζ , m e Γ controlam a forma triangular da superfície de cedência no plano desviador, enquanto os restantes parâmetros (α , ϕ , β , ς e κ) descrevem a sua forma elíptica no plano hidrostático. Este critério de cedência pode ser simplificado, dando origem a outros critérios conhecidos. Definindo os parâmetros $\zeta = 0$ e $m = 1$ a forma da superfície de cedência no plano desviador passa de triangular a circular. Adicionalmente, se atribuírmos o valor zero a um determinado conjunto de parâmetros obtém-se:

- $\beta = \phi = \varsigma = 0 \Rightarrow$ critério de cedência de Green [Green, 1972];

- $\alpha = \phi = \varsigma = 0 \Rightarrow$ critério de cedência de Drucker-Prager [Drucker and Prager, 1952];
- $\alpha = \beta = \phi = \varsigma = 0 \Rightarrow$ critério de cedência de von Mises [von Mises, 1913].

Lei de plasticidade

Neste modelo é considerada uma lei de escoamento não-associativa, definida pela expressão

$$\dot{\epsilon}^p = \dot{\gamma} \frac{\partial \Psi}{\partial \sigma}, \quad (5.36)$$

em que o potencial plástico, Ψ , é dado por

$$\Psi = \sqrt{3\Upsilon_1 \sigma_e^2 + \frac{9}{2} \alpha p^2 + 81 \phi^2 p^4 - 3\Upsilon_2 \beta p + 9 \varsigma p^2} \quad (5.37)$$

e onde, além de alguns dos parâmetros da função de cedência, aparecem outros dois parâmetros, Υ_1 e Υ_2 . Os autores sugerem, de modo a simplificar, que se considere $\Upsilon_1 = \Upsilon_2 = 1$. O valor de cada um dos restantes parâmetros é o mesmo do homólogo na superfície de cedência.

Lei de encruamento

Os autores referem que os vários parâmetros deste modelo podem depender da história da deformação plástica (trajectória de carregamento). No entanto, não definem como se desenvolve a evolução da superfície de cedência.

5.4.3 Modelo proposto por Miller

O modelo proposto por Miller [2000] tem por base o modelo de Drucker and Prager [1952] e permite, portanto, obter tensões de cedência diferentes em tracção e em compressão.

Critério de cedência

O critério de cedência consiste num polinómio de primeira ordem em relação à tensão equivalente de von Mises e de segunda ordem em relação à tensão hidrostática, definido pela expressão

$$\Phi \equiv \sigma_e - \zeta p + \frac{\alpha}{d} p^2 - d \leq 0, \quad (5.38)$$

onde os parâmetros

$$d = d_0 \sigma_Y^c, \quad (5.39)$$

$$d_0 = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{\zeta}{3} + \sqrt{\left(1 - \frac{\zeta}{3} \right)^2 + \frac{4}{9} \alpha} \right), \quad (5.40)$$

$$\zeta = \frac{6\beta^2 - 12\beta + 6 + 9(\beta^2 - 1)/(1 + \nu_p)}{2(\beta + 1)^2} \text{ e} \quad (5.41)$$

$$\alpha = \frac{45 + 24\zeta - 4\zeta^2 + 4\nu_p(2 + \nu_p)(-9 + 6\zeta - \zeta^2)}{16(1 + \nu_p)^2} \quad (5.42)$$

se obtêm a partir do rácio entre as tensões de cedência iniciais em compressão e em tracção, $\beta = \sigma_{Y0}^c / \sigma_{Y0}^t$, e do coeficiente de Poisson plástico, ν_p . Para calibrar este modelo é necessário,

portanto, ter três resultados experimentais: (i) a curva de tensão-deformação em compressão uniaxial, incluindo a zona de densificação, (ii) o rácio entre as tensões de cedência iniciais em compressão e em tracção, e (iii) a expansão lateral da espuma durante o ensaio de compressão uniaxial, ou seja, o coeficiente de Poisson plástico.

Gibson et al. [1989] desenvolveram um critério de cedência a partir de uma abordagem micromecânica, utilizando conceitos da mecânica de estruturas e considerando espumas metálicas idealizadas, isto é, com uma estrutura celular regular, isotrópica e homogénea. Com a atribuição de valores específicos aos parâmetros do critério de cedência de Miller obtém-se o anterior, mais especificamente considerando $\zeta = 0$, $\alpha = 0,81 \frac{\rho}{\rho_s}$ e $d = \sigma_{pl}$.

Lei de plasticidade

Neste modelo é considerada uma lei de escoamento associativa na forma genérica

$$\dot{\varepsilon}^p = \dot{\gamma} \frac{\partial \Psi}{\partial \sigma} \quad (5.43)$$

sendo, portanto, a função que define o potencial plástico igual à função de cedência, isto é $\Psi \equiv \Phi$, ficando a equação 5.43 igual a

$$\dot{\varepsilon}^p = \dot{\gamma} \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma}. \quad (5.44)$$

Lei de encruamento

A evolução da superfície de cedência é definida por uma lei de encruamento isotrópico inovadora. A novidade consiste na decomposição multiplicativa do encruamento em encruamento derivado da compactação da estrutura celular, $H_v(\varepsilon_v)$, e encruamento causado pelo encruamento do material base, $H_s(\bar{\varepsilon}^p)$. Enquanto o primeiro é função da deformação volumétrica total, ε_v , o segundo é função da deformação plástica acumulada, $\bar{\varepsilon}^p$. Esta lei de encruamento é definida pela expressão

$$\sigma_y^c = [\sigma_{y0}^c + H_s(\bar{\varepsilon}^p)] H_v(\varepsilon_v), \quad (5.45)$$

em que as funções $H_v(\varepsilon_v)$ e $H_s(\bar{\varepsilon}^p)$ são obtidas por forma a descreverem o comportamento do material representado por uma curva experimental tensão-deformação em compressão uniaxial. Após a obtenção destas funções e, consequentemente, da lei de encruamento (equação 5.45) a evolução da superfície de cedência fica definida pela equação 5.39.

5.4.4 Modelo proposto por Deshpande e Fleck

Deshpande and Fleck [2000b] realizaram um conjunto de ensaios experimentais de compressão uniaxial e multiaxial no qual utilizaram dois tipos de espumas de alumínio, uma de células abertas e outra de células fechadas, com o objectivo de obter as suas superfícies de cedência iniciais e a respectiva evolução. A partir destes resultados experimentais os autores propuseram o modelo que se descreve nos parágrafos seguintes.

Critério de cedência

O critério de cedência é definido pela expressão

$$\Phi \equiv \hat{\sigma} - \sigma_y \leq 0, \quad (5.46)$$

em que σ_y é a tensão de cedência, que neste modelo é considerada igual em compressão e em tracção uniaxiais, e $\hat{\sigma}$ é a tensão equivalente, obtida a partir da definição de energia de deformação elástica total (equação 5.21), resultando em

$$\hat{\sigma}^2 = \frac{1}{1 + (\alpha/3)^2} (\sigma_e^2 + \alpha^2 p^2). \quad (5.47)$$

Assim, o critério de cedência fica

$$\Phi \equiv \sqrt{\frac{1}{1 + (\alpha/3)^2} (\sigma_e^2 + \alpha^2 p^2)} - \sigma_y \leq 0, \quad (5.48)$$

onde o parâmetro α se pode definir em função do coeficiente de Poisson plástico pela expressão

$$\alpha^2 = \frac{9}{2} \left(\frac{1 - 2\nu_p}{1 + \nu_p} \right). \quad (5.49)$$

A superfície de cedência é, portanto, uma elipse no espaço (p, σ_e) . O parâmetro α regula a forma da elipse. De notar que no caso em que o coeficiente de Poisson assume o valor $\nu_p = 0,5$ o parâmetro α anula-se ($\alpha = 0$), a tensão equivalente $\hat{\sigma}$ reduz-se à tensão equivalente de von Mises σ_e e obtém-se o critério de cedência de von Mises [von Mises, 1913].

Lei de plasticidade

Neste modelo considera-se escoamento associativo e a lei de plasticidade define-se por

$$\dot{\epsilon}^p = \dot{\epsilon} \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma}, \quad (5.50)$$

onde $\dot{\epsilon}$ é a taxa de deformação equivalente, que é energeticamente conjugada da tensão equivalente $\hat{\sigma}$, ou seja

$$\hat{\sigma} \dot{\epsilon} \equiv \sigma \dot{\epsilon}^p. \quad (5.51)$$

A taxa de deformação equivalente de von Mises $\dot{\epsilon}_e$ pode expressar-se por

$$\dot{\epsilon}_e \equiv \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_d^p : \dot{\epsilon}_d^p} = \frac{\dot{\epsilon}}{1 + (\alpha/3)^2} \frac{\sigma_e}{\hat{\sigma}} \quad (5.52)$$

e a taxa de deformação volumétrica $\dot{\epsilon}_v$ por

$$\dot{\epsilon}_v \equiv \text{tr}(\dot{\epsilon}^p) = \frac{\alpha^2 \dot{\epsilon}}{1 + (\alpha/3)^2} \frac{p}{\hat{\sigma}}. \quad (5.53)$$

Substituindo as relações 5.52 e 5.53 na equação 5.49 obtém-se a taxa de deformação equivalente $\dot{\epsilon}$ em função de $\dot{\epsilon}_e$ e de $\dot{\epsilon}_v$, isto é,

$$\dot{\epsilon}^2 = \left[1 + \left(\frac{\alpha}{3} \right)^2 \right] \left(\dot{\epsilon}_e^2 + \frac{1}{\alpha^2} \dot{\epsilon}_v^2 \right). \quad (5.54)$$

Lei de encruamento

Para descrever a evolução da superfície de cedência considera-se uma lei de encruamento isotrópico definida por

$$\sigma_y^c(\hat{\varepsilon}) = \sigma_{y0}^c + H(\hat{\varepsilon}), \quad (5.55)$$

em que o módulo de encruamento $H(\hat{\varepsilon})$ é uma função da deformação equivalente $\hat{\varepsilon}$ e é definido pelo módulo tangente, isto é,

$$H \equiv \frac{\dot{\sigma}}{\dot{\varepsilon}}. \quad (5.56)$$

Os autores realizaram um conjunto de ensaios experimentais de compressão uniaxial e hidrostática, com carregamentos proporcionais, e concluíram que o módulo de encruamento varia linearmente com a relação $\sigma_e/\dot{\sigma}$. Assim sendo, definiram o módulo de encruamento pela relação linear

$$H(\hat{\varepsilon}) = \frac{\sigma_e}{\dot{\sigma}} h_\sigma + \left(1 - \frac{\sigma_e}{\dot{\sigma}}\right) h_p, \quad (5.57)$$

em que h_σ e h_p são os módulos tangentes em compressão uniaxial e hidrostática, respectivamente. Estes dois coeficientes são calibrados com resultados experimentais. A partir de um ensaio de compressão uniaxial faz-se a calibração do módulo tangente h_σ , sendo este determinado pela expressão

$$h_\sigma(\hat{\varepsilon}) = \frac{\dot{\sigma}_1}{\dot{\varepsilon}_1^p}, \quad (5.58)$$

ou seja, corresponde ao declive da curva de tensão-deformação plástica logarítmica para um nível de deformação $\hat{\varepsilon} = -\varepsilon_1^p$. O módulo tangente h_p , por outro lado, obtém-se a partir de uma curva de compressão hidrostática e corresponde ao declive da curva de pressão hidrostática-deformação plástica volumétrica logarítmica, sendo determinado pela expressão

$$h_p(\hat{\varepsilon}) = \frac{-\alpha^2}{1 + (\alpha/3)^2} \frac{\dot{p}}{\dot{\varepsilon}_v} \quad (5.59)$$

para um nível de deformação

$$\hat{\varepsilon} = -\frac{\sqrt{1 + (\alpha/3)^2}}{\alpha} \dot{\varepsilon}_v. \quad (5.60)$$

Versão simplificada do modelo de Deshpande e Fleck

Os autores propõem ainda uma versão simplificação deste modelo, que se obtém substituindo o módulo de encruamento definido pela equação 5.57 por

$$H(\hat{\varepsilon}) \equiv h_\sigma(\hat{\varepsilon}) \quad (5.61)$$

em que o encruamento passa a ser definido unicamente pela resposta em compressão uniaxial. O coeficiente h_σ determina-se, de igual modo, recorrendo à equação 5.58.

Esta versão simplificada do modelo foi implementada por Chen [1998] no código comercial AbaqusTM numa subrotina de utilizador (UMAT).

5.4.5 Modelo do AbaqusTM: *Crushable foam model with volumetric hardening*

O modelo *crushable foam model with volumetric hardening* implementado no código comercial AbaqusTM tem como fundamento a constatação experimental de que as espumas metálicas apresentam diferentes comportamentos em compressão e em tracção. Em carregamentos

monotónicos de corte puro ou de tracção hidrostática este modelo assume um comportamento perfeitamente plástico. No entanto, nos restantes tipos de carregamento o encruamento é considerado. Por defeito, os valores da tensão de cedência em tracção e em compressão são diferentes em carregamentos hidrostáticos. O coeficiente de Poisson plástico considera-se igual a zero.

Critério de cedência

A superfície de cedência corresponde a uma elipse no plano de tensões $p - \sigma_e$, como se mostra na figura 5.4, sendo o critério de cedência definido pela expressão

$$\Phi \equiv \sqrt{\sigma_e^2 + \alpha^2(p - p_0)^2} - b \leq 0, \quad (5.62)$$

onde α é o factor de forma da elipse, que é constante e define a magnitude relativa entre os seus eixos, isto é,

$$\alpha = \frac{b}{a}, \quad (5.63)$$

$b = \alpha a$ é a dimensão da elipse na direcção σ_e e p_0 é a coordenada do centro da elipse no eixo p , ou seja,

$$p_0 = \frac{p^c - p^t}{2}. \quad (5.64)$$

Nas relações anteriores o parâmetro

$$a = \frac{p^c + p^t}{2}, \quad (5.65)$$

corresponde à dimensão da elipse na direcção p e p^t e p^c são as tensões de cedência em tracção hidrostática e em compressão hidrostática, respectivamente. O factor de forma da elipse, α , pode ser determinado a partir dos valores iniciais das tensões de cedência em compressão uniaxial e hidrostática, σ_{y0}^c e p_0^c , respectivamente, e do valor da tensão de cedência em tracção hidrostática, p^t , recorrendo à seguinte expressão

$$\alpha = \frac{3k}{\sqrt{(3k_t + k)(3 - k)}}, \quad (5.66)$$

onde

$$k = \frac{\sigma_{y0}^c}{p_0^c} \quad (5.67)$$

e

$$k_t = \frac{p^t}{p_0^c}. \quad (5.68)$$

Lei de plasticidade

Neste modelo assume-se escoamento não-associativo, sendo a lei de plasticidade definida pela expressão

$$\dot{\epsilon}^p = \dot{\bar{\epsilon}}^p \frac{\partial \Psi}{\partial \sigma}, \quad (5.69)$$

onde Ψ é o potencial plástico, que se mostra na figura 5.4, e que corresponde a

$$\Psi = \sqrt{\sigma_e^2 + \frac{9}{2}p^2}, \quad (5.70)$$

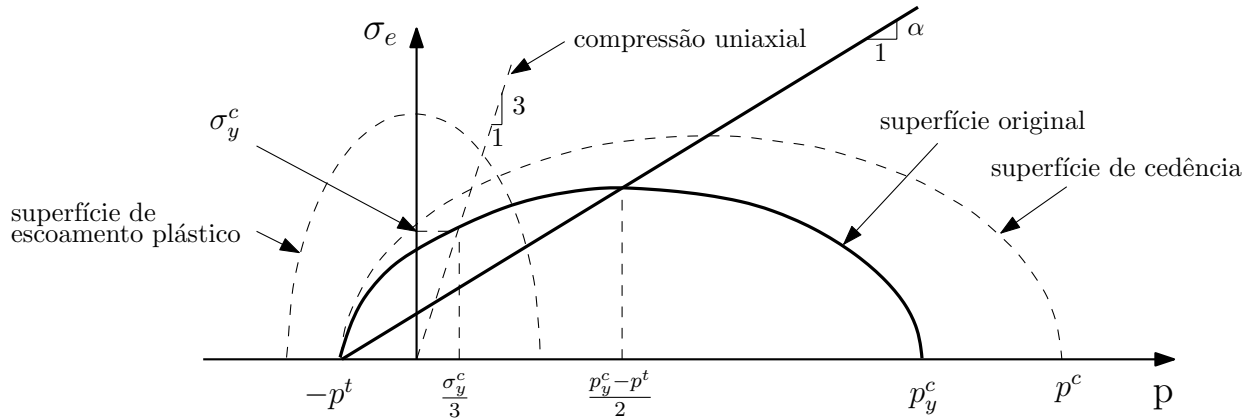


Figura 5.4: Superfície de cedência e potencial plástico do modelo *Crushable Foams with Volumetric Hardening*.

e $\dot{\bar{\epsilon}}^p$ é a taxa de deformação plástica equivalente definida como

$$\dot{\bar{\epsilon}}^p = \frac{\boldsymbol{\sigma} : \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^p}{\Psi}. \quad (5.71)$$

Na situação de compressão uniaxial, a taxa de deformação plástica equivalente $\dot{\bar{\epsilon}}^p$ está relacionada com a taxa de deformação plástica uniaxial $\dot{\epsilon}_{\text{axial}}^p$ pela expressão

$$\dot{\bar{\epsilon}}^p = \sqrt{\frac{2}{3}} \dot{\epsilon}_{\text{axial}}^p. \quad (5.72)$$

Lei de encruamento

Para determinar a evolução da superfície de cedência neste modelo considera-se que os valores de p^t e de α se mantêm constantes durante todo o processo de deformação plástica. Esta evolução deve-se, portanto, ao aumento da dimensão da superfície de cedência na direcção do eixo da pressão hidrostática (parâmetro a), que resulta da evolução do valor da tensão de cedência em compressão hidrostática p^c em função da deformação plástica volumétrica ϵ_v^p , dada pela expressão

$$p^c(\epsilon_v^p) = \frac{\sigma_y^c \left[\sigma_y^c \left(\frac{1}{a^2} + \frac{1}{9} \right) + \frac{1}{3} p^t \right]}{p^t + \frac{1}{3} \sigma_y^c}, \quad (5.73)$$

em que a tensão de cedência em compressão uniaxial σ_y^c é uma função da deformação plástica axial $\epsilon_{\text{axial}}^p$ e, uma vez que neste modelo o coeficiente de Poisson plástico é considerado nulo ($\nu_p = 0$), então $\epsilon_{\text{axial}}^p = \epsilon_v^p$. Deste modo, a calibração da lei de encruamento pode ser feita recorrendo exclusivamente a um ensaio de compressão uniaxial, por meio da curva tensão-deformação plástica (σ - ϵ^p).

Comportamento dependente da taxa de deformação

De modo a incluir no modelo a dependência do comportamento mecânico do material relativamente à taxa de deformação estão disponíveis no Abaqus™ dois métodos: (i) ou se utiliza uma lei de potência ou (ii) uma tabela. Qualquer que seja o método seleccionado, a forma das curvas para as várias taxas de deformação é semelhante.

No primeiro método a dependência em relação à taxa de deformação é especificada por meio da lei de potência de Cowper-Symonds, que se define como

$$\dot{\varepsilon}^p = D(R - 1)^n \quad (5.74)$$

onde $R \geq 1$ e é equivalente a

$$R \equiv \frac{\bar{b}}{b}, \quad (5.75)$$

em que b e \bar{b} são as dimensões das superfícies de cedência correspondentes aos ensaios *quasi*-estático e a uma determinada taxa de deformação, respectivamente. D e n são parâmetros que dependem do material. O rácio R pode definir-se como

$$R - 1 = (r - 1) \frac{3k_t + [k + k_t(3 - k)]}{(1 + k_t)(3k_t + rk)} \quad (5.76)$$

onde r é a razão entre as tensões de cedência em compressão uniaxial

$$r \equiv \frac{\bar{\sigma}_y^c}{\sigma_y^c} \quad (5.77)$$

em que σ_y^c e $\bar{\sigma}_y^c$ são as tensões de cedência, para um determinado valor de deformação plástica, correspondentes aos ensaios *quasi*-estático e a uma determinada taxa de deformação, respectivamente.

Para determinar os valores dos parâmetros D e n começa-se por reescrever a lei de potência na seguinte forma

$$\ln(R - 1) = \frac{1}{n} \ln(\dot{\varepsilon}^p) - \frac{1}{n} \ln(D) \quad (5.78)$$

que corresponde à equação da recta representada na figura 5.5. Em seguida, é necessário determinar o declive e a ordenada na origem, iguais a $1/n$ e a $-(1/n) \ln(D)$, respectivamente. Para tal deve utilizar-se o seguinte procedimento:

- Determinar os valores de R para vários valores de deformação plástica, recorrendo às equações 5.76 e 5.77;
- Converter os valores da taxa de deformação plástica axial $\dot{\varepsilon}^p$ utilizados no ponto anterior para os correspondentes da taxa de deformação plástica equivalente $\dot{\bar{\varepsilon}}^p$, recorrendo à equação 5.72;
- Desenhar o gráfico $\ln(R - 1)$ *versus* $\ln(\dot{\bar{\varepsilon}}^p)$ e, caso os pontos representem aproximadamente uma recta, determinar os valores dos parâmetros D e n por meio do seu declive e da sua ordenada na origem.

O segundo método consiste em fornecer uma tabela com vários pontos correspondentes ao rácio r (equação 5.58) em função da taxa de deformação plástica axial $\dot{\varepsilon}^p$.

5.4.6 Modelo do Abaqus™: *Crushable foam model with isotropic hardening*

Este modelo constitutivo é uma versão simplificada do modelo proposto por Deshpande and Fleck [2000b] e implementado no código de elementos finitos Abaqus™ por Chen [1998], como já se referiu na secção 5.4.4. Enquanto o modelo com encruamento volumétrico, apresentado na secção anterior (5.4.5), prevê valores diferentes para a tensão de cedência em compressão uniaxial e em tracção uniaxial, neste os valores são iguais.

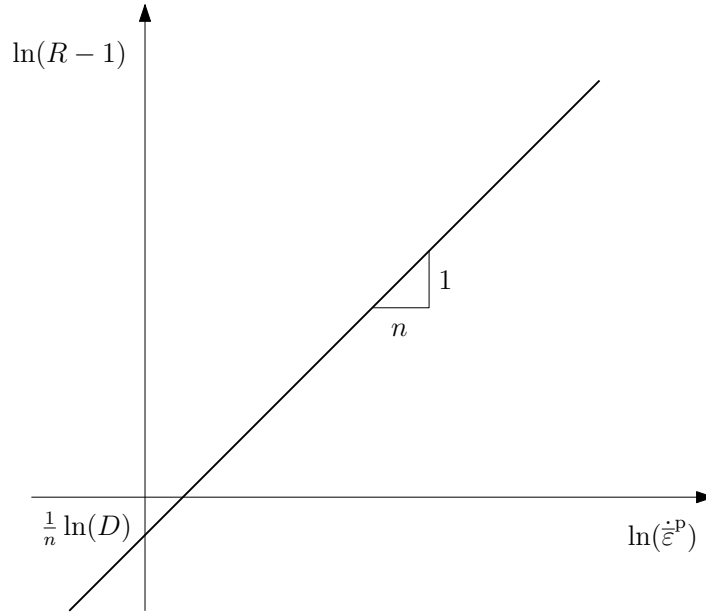


Figura 5.5: Linearização da lei de potência descrita pela equação 5.76.

Critério de cedência

A superfície de cedência do modelo corresponde a uma elipse no plano de tensões $p - \sigma_e$ com centro na origem do sistema de eixos, como se pode visualizar na figura 5.6. O critério de cedência é definido pela expressão

$$\Phi \equiv \sqrt{\sigma_e^2 + \alpha^2 p^2} - b \leq 0, \quad (5.79)$$

onde

$$b = \alpha p^c = \sigma_y^c \sqrt{1 + \left(\frac{\alpha}{3}\right)^2}, \quad (5.80)$$

é a dimensão da elipse na direcção σ_e , p^c corresponde à tensão de cedência em compressão hidrostática e o factor de forma da elipse, α , pode ser determinado a partir dos valores iniciais das tensões de cedência em compressão uniaxial e hidrostática, σ_{y0}^c e p_0^c , respectivamente, pela seguinte expressão:

$$\alpha = \frac{3k}{\sqrt{9 - k^2}}, \quad (5.81)$$

em que

$$k = \frac{\sigma_{y0}^c}{p_0^c}. \quad (5.82)$$

Lei de plasticidade

Neste modelo assume-se, por defeito, escoamento não-associativo, por forma a poder controlar independentemente a forma da superfície de cedência e o valor do coeficiente de Poisson plástico. A lei de plasticidade é descrita pela expressão

$$\dot{\epsilon}^p = \dot{\gamma} \frac{\partial \Psi}{\partial \sigma}, \quad (5.83)$$

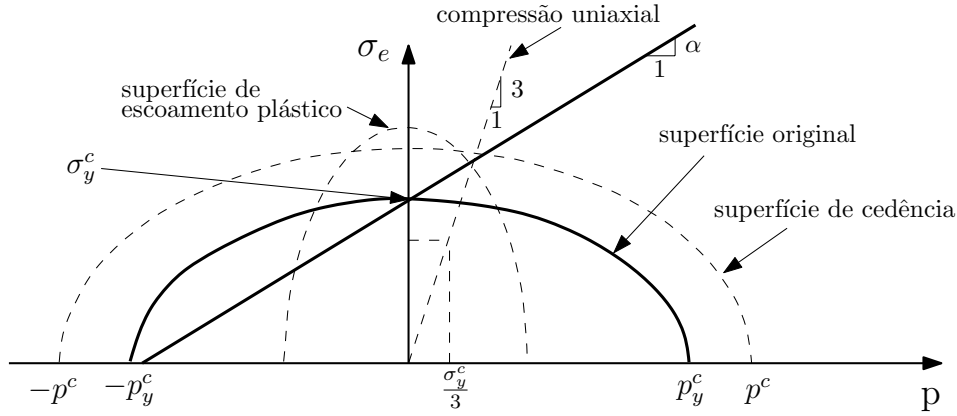


Figura 5.6: Superfície de cedência e potencial plástico do modelo *Crushable Foams with Isotropic Hardening*.

onde Ψ é o potencial plástico, que se mostra na figura 5.6, e se define como

$$\Psi = \sqrt{\sigma_e^2 + \beta^2 p^2}, \quad (5.84)$$

em que β representa a forma da elipse do potencial plástico no plano de tensões $p - \sigma_e$. Este parâmetro é definido em função do coeficiente de Poisson plástico de acordo com a expressão

$$\beta = \frac{3}{\sqrt{2}} \sqrt{\frac{1 - 2\nu_p}{1 + \nu_p}}. \quad (5.85)$$

No entanto, este modelo permite que se considere a hipótese de escoamento associativo. Nesse caso, igualam-se os parâmetros α e β e o parâmetro k passa a ser definido como

$$k = \sqrt{3(1 - 2\nu_p)}. \quad (5.86)$$

Lei de encruamento

Para definir a evolução da superfície de cedência é unicamente necessário uma curva tensão-deformação plástica proveniente de um ensaio de compressão uniaxial. Esta evolução é controlada pela evolução do parâmetro b , que é uma função da tensão de cedência em compressão uniaxial σ_y^c (equação 5.80). Assim, a lei de encruamento isotrópico, que é uma função da deformação plástica axial $\varepsilon_{\text{axial}}^p$, é definida pela expressão

$$\sigma_y^c(\varepsilon_{\text{axial}}^p) = \sigma_{y0}^c + H(\varepsilon_{\text{axial}}^p). \quad (5.87)$$

Comportamento dependente da taxa de deformação

A dependência do comportamento mecânico do material relativamente à taxa de deformação pode ser definida pelos mesmos dois métodos descritos na secção 5.4.5 para o modelo com encruamento volumétrico, à exceção de algumas alterações no primeiro método.

No primeiro método, que consiste na utilização da lei de potência de Cowper-Symonds, o parâmetro R da equação 5.75 passa a ser igual ao parâmetro r , isto é

$$R = r \equiv \frac{\bar{\sigma}_y^c}{\sigma_y^c}. \quad (5.88)$$

Além disso, a taxa de deformação plástica equivalente $\dot{\bar{\varepsilon}}^P$, neste modelo com encruamento isotrópico, passa a ser igual à taxa de deformação plástica axial $\dot{\varepsilon}^P$ ($\dot{\bar{\varepsilon}}^P = \dot{\varepsilon}^P$).

5.5 Ajuste dos parâmetros dos modelos constitutivos

Na secção anterior (secção 5.4) apresentaram-se vários modelos constitutivos para espumas metálicas. Todavia, os três últimos — os modelos constitutivos de Deshpande e Fleck e os dois modelos do AbaqusTM — revestem-se de especial interesse neste trabalho. A justificação prende-se com o facto de a modelação numérica do comportamento mecânico de espumas de alumínio ALPORAS[®], tema a ser tratado no próximo capítulo, assentar precisamente nestes modelos. Mais concretamente, os modelos a utilizar são os dois do AbaqusTM, no entanto, o denominado modelo com encruamento isotrópico tem por base o de Deshpande e Fleck, como já se referiu. Por este motivo, o ajuste de parâmetros é feito apenas para estes três modelos.

Nos parágrafos seguintes apresentam-se os procedimentos adoptados e os resultados obtidos no ajuste de parâmetros das superfícies de cedência.

O ajuste de parâmetros das superfícies de cedência foi feito com base nos resultados experimentais apresentados no Capítulo 3, nomeadamente os do Grupo II e do Grupo III. Na tabela 5.1, apresentam-se os valores da tensão de cedência em compressão uniaxial, σ_y^c , da pressão lateral, P , da tensão equivalente de von Mises, σ_e , e da pressão hidrostática, p , referentes aos ensaios referidos. Os valores da tensão equivalente de von Mises e da pressão hidrostática foram determinados em função dos valores da tensão de cedência em compressão uniaxial e da pressão lateral, tendo em conta as condições dos ensaios experimentais. Considerando o esquema da figura 3.10, onde se mostram as condições dos ensaios de compressão triaxial ($\sigma_y^c \equiv \sigma_1$, $p \equiv \sigma_2$ e $\sigma_2 = \sigma_3$) e a equação 5.28, a tensão de von Mises fica

$$\begin{aligned}\sigma_e &= \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{s} : \mathbf{s}} \\ &= \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \\ &= |\sigma_1 - \sigma_2|.\end{aligned}\tag{5.89}$$

A pressão hidrostática, definida pela equação 5.29, fica

$$\begin{aligned}p &= \sigma_m \\ &= \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \\ &= \frac{1}{3}(\sigma_1 + 2\sigma_2).\end{aligned}\tag{5.90}$$

As superfícies de cedência dos três modelos considerados para o ajuste de parâmetros representam-se por elipses no espaço $(p - \sigma_e)$. As superfícies de cedência dos modelos de Deshpande e Fleck e do AbaqusTM com encruamento isotrópico apresentam simetria relativamente a ambos os eixos, enquanto a do modelo do AbaqusTM com encruamento volumétrico é simétrica apenas em relação ao eixo da pressão hidrostática. Nas figuras 5.7a e 5.7b representam-se neste mesmo espaço de tensões os pontos experimentais correspondentes aos ensaios dos provetes com densidades D_1 e D_2 (ver tabela 5.1), respectivamente. Por meio do método dos mínimos quadrados não-linear, associado a um algoritmo de optimização de Levenberg-Marquardt, determinaram-se as elipses que melhor se ajustam aos resultados experimentais (elipses ideais). Para isso desenvolveu-se um programa em MatlabTM no qual se definiram duas restrições, nomeadamente:

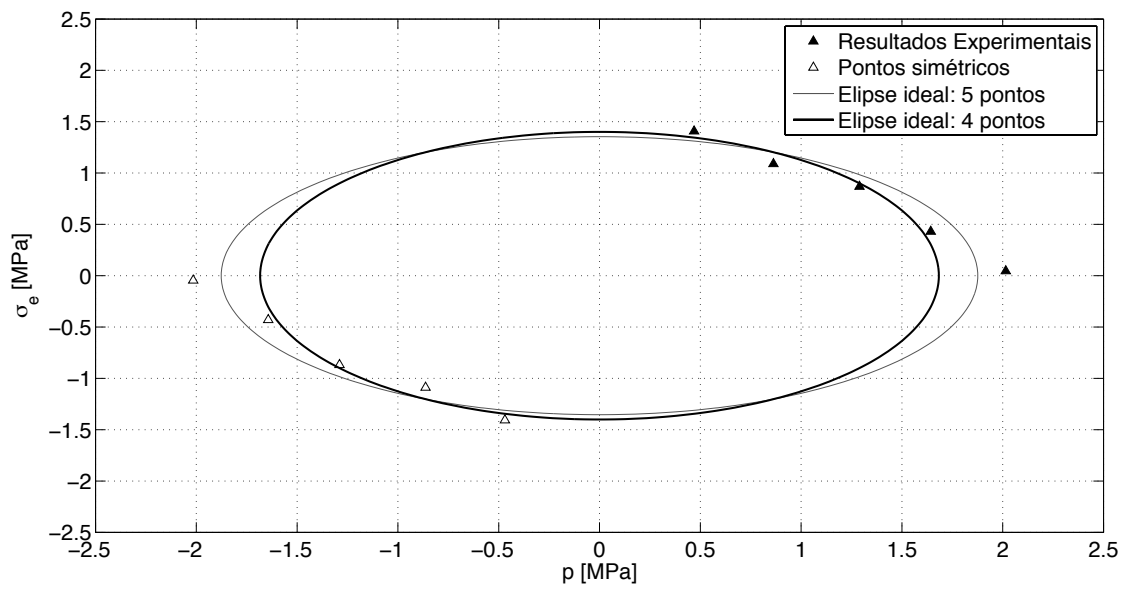
Tabela 5.1: Valores da tensão de cedência em compressão uniaxial, da pressão lateral, da tensão equivalente de von Mises e da pressão hidrostática, referentes aos ensaios *quasi*-estáticos do Grupo II e do Grupo III.

Ensaio	σ_y^c [MPa]	P [MPa]	σ_e [MPa]	p [MPa]
EUD1V2	1,41	0,00	1,41	0,47
EMD1V2P1	1,59	0,50	1,09	0,86
EMD1V2P2	1,87	1,00	0,87	1,29
EMD1V2P3	1,93	1,50	0,43	1,64
EMD1V2P4	2,05	2,00	0,05	2,02
EUD2V2	1,11	0,00	1,11	0,37
EMD2V2P1	1,17	0,50	0,67	0,72
EMD2V2P2	1,63	1,00	0,63	1,21
EMD2V2P3	1,50	1,50	0,00	1,50
EMD2V2P4	1,42	2,00	0,58	1,81

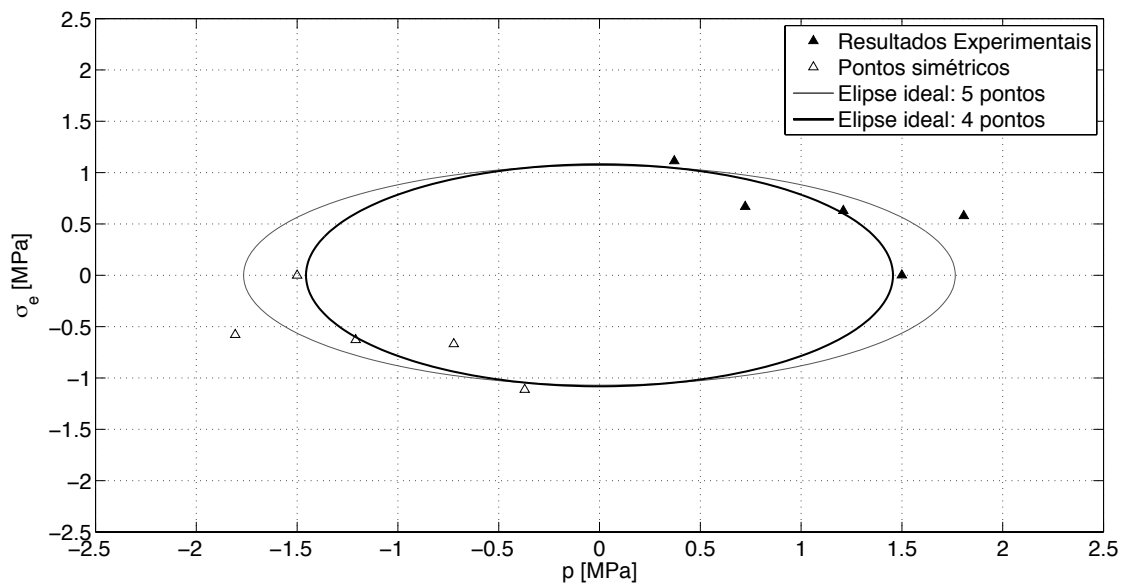
- a simetria da elipse relativamente ao eixo da pressão hidrostática;
- considerou-se um conjunto adicional de pontos, denominados pontos simétricos, que representam os pontos simétricos aos pontos experimentais relativamente a ambos os eixos.

A primeira restrição está relacionada com as características das três superfícies de cedência consideradas, referidas anteriormente. A segunda restrição implica que a elipse seja simétrica relativamente a ambos os eixos, o que não é obrigatório no caso do modelo do AbaqusTM com encruamento volumétrico. No entanto, considerou-se esta restrição por forma a obter soluções com significado físico e não só matematicamente correctas. Assim, para cada uma das densidades, fez-se o ajuste da elipse considerando os cinco pontos experimentais e em ambos os casos se concluiu que o ponto correspondente aos ensaios realizados à pressão P_4 fazia com que a qualidade do ajuste diminuísse e, portanto, devia ser excluído. Aliás, a comparação dos valores da pressão lateral com os da tensão de cedência em compressão uniaxial, apresentados na tabela 5.1, mostra que a primeira é ligeiramente inferior no ensaio do provete com densidade D_1 e bastante superior no ensaio do provete com densidade D_2 . Portanto, o valor excessivo da pressão lateral, tendo em conta a tensão de cedência do material, pode sugerir que estes pontos não são representativos da superfície de cedência inicial. No caso em que se consideraram somente os quatro primeiros pontos associados a cada densidade, também ilustrado nas figuras 5.7a e 5.7b, a elipse obtida ajusta-se melhor aos resultados experimentais. Por este motivo, daqui em diante o ajuste das superfícies de cedência é feito desprezando os pontos correspondentes aos ensaios realizados à pressão P_4 (EMD1V2P4 e EMD2V2P4).

O procedimento adoptado para fazer o ajuste de parâmetros das superfícies de cedência foi exactamente o mesmo que se utilizou para obter as elipses ideais. Portanto, para cada uma das densidades, D_1 e D_2 , utilizando o mesmo programa em MatlabTM, determinaram-se os parâmetros das superfícies de cedência que melhor se ajustam aos pontos experimentais, com o algoritmo de optimização de Levenberg-Marquardt. No ajuste de parâmetros das superfícies de cedência dos modelos de Deshpande e Fleck, e do AbaqusTM com encruamento isotrópico utilizar somente os pontos experimentais ou estes e os pontos simétricos conduz à mesma solução. No caso da superfície de cedência do AbaqusTM com encruamento volumétrico foi necessário utilizar os pontos simétricos para obter um resultado com significado físico.



(a)



(b)

Figura 5.7: Pontos experimentais e respectivas elipses ideais, representados no espaço $(p - \sigma_e)$, correspondentes aos ensaios (a) dos provetes com densidade D_1 e (b) dos provetes com densidade D_2 .

Para a superfície de cedência do modelo de Deshpande e Fleck, definida pela equação 5.48, determinou-se o parâmetro α e, recorrendo à equação 5.49, o coeficiente de Poisson plástico, ν_p . Os valores destes parâmetros para ambas as densidades apresentam-se na tabela 5.2. Na figura 5.8 representam-se as superfícies de cedência, para as densidades D_1 e D_2 , assim como

as respectivas elipses ideais. Como se pode visualizar, o ajuste aos resultados experimentais é bastante bom, em ambos os casos.

Tabela 5.2: Parâmetros obtidos para o modelo de Deshpande e Fleck.

Densidade	Parâmetros	
	α	ν_p
D_1	0,888	0,379
D_2	0,813	0,397

Os parâmetros determinados para a superfície de cedência do modelo do AbaqusTM com encruamento volumétrico, utilizando o algoritmo de otimização, foram o parâmetro α , a tensão de cedência em compressão hidrostática, p^c , e a tensão de cedência em tracção hidrostática, p^t . Recorrendo às equações 5.67 e 5.68 calcularam-se os parâmetros k e k_t , respectivamente. Na tabela 5.3 apresentam-se os valores de todos estes parâmetros, para as densidades D_1 e D_2 . As superfícies de cedência obtidas com estes parâmetros representam-se na figura 5.9. Mais uma vez se pode constatar que o ajuste aos resultados experimentais é bastante bom.

Tabela 5.3: Parâmetros obtidos para o modelo do AbaqusTM com encruamento volumétrico.

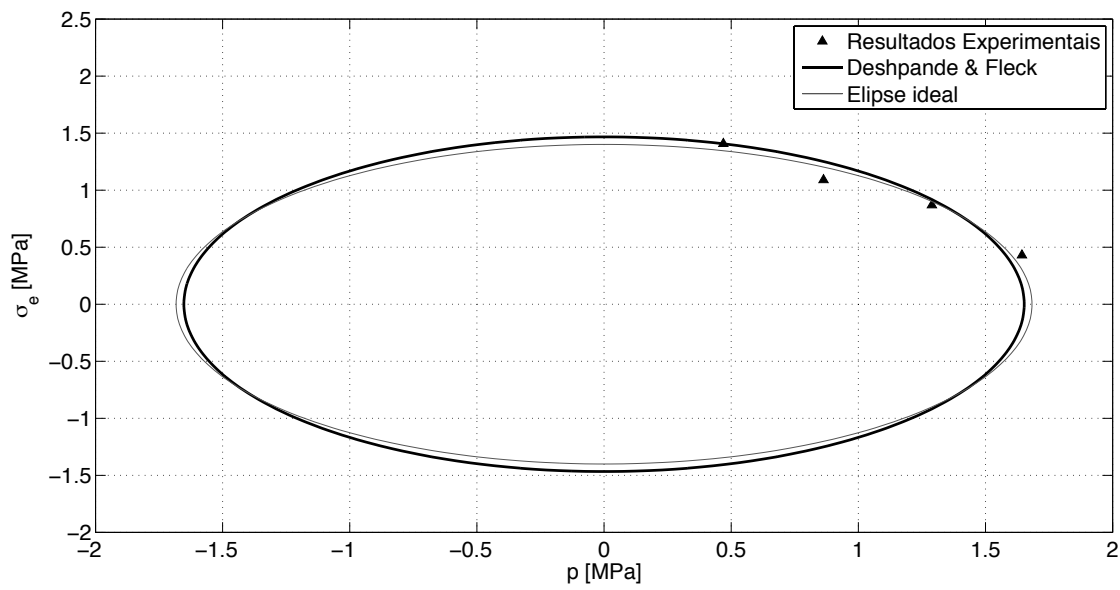
Densidade	Parâmetros				
	α	p^c	p^t	k	k_t
D_1	0,868	1,69	1,69	0,834	1,00
D_2	0,786	1,46	1,46	0,761	1,00

Por fim, determinou-se o parâmetro α para a superfície de cedência do modelo do AbaqusTM com encruamento isotrópico. Os parâmetros k e p^c foram calculados por meio das equações 5.81 e 5.82, respectivamente. Os valores destes parâmetros apresentam-se na tabela 5.4. As superfícies de cedência, para as densidades D_1 e D_2 , obtidas com os parâmetros da tabela 5.4, representam-se na figura 5.10. Tal como nos casos das superfícies de cedência dos dois modelos apresentados anteriormente, o ajuste aos resultados experimentais é bom.

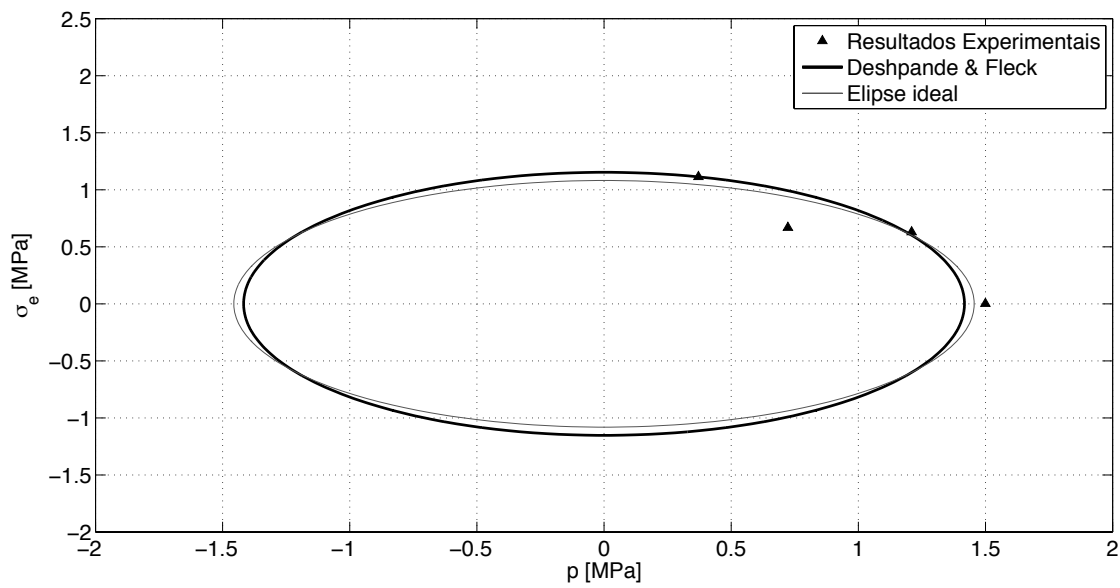
Tabela 5.4: Parâmetros obtidos para o modelo do AbaqusTM com encruamento isotrópico.

Densidade	Parâmetros		
	α	k	p^c
D_1	0,887	0,851	1,65
D_2	0,811	0,783	1,42

Nas figuras 5.11 e 5.12 mostram-se as três superfícies de cedência para as densidades D_1 e D_2 , respectivamente. As superfícies estão representadas no espaço (p, σ_e) , nas figuras 5.11a e 5.12a, e no espaço (σ_1, σ_2) , nas figuras 5.11b e 5.12b. Para representar as superfícies de cedência no espaço das tensões principais, (σ_1, σ_2) , substituem-se a pressão hidrostática, p , e a tensão equivalente de von Mises, σ_e , dadas pelas equações 5.89 e 5.90, respectivamente, nas expressões dos três modelos. Deste modo, a superfície de cedência do modelo de Deshpande



(a)



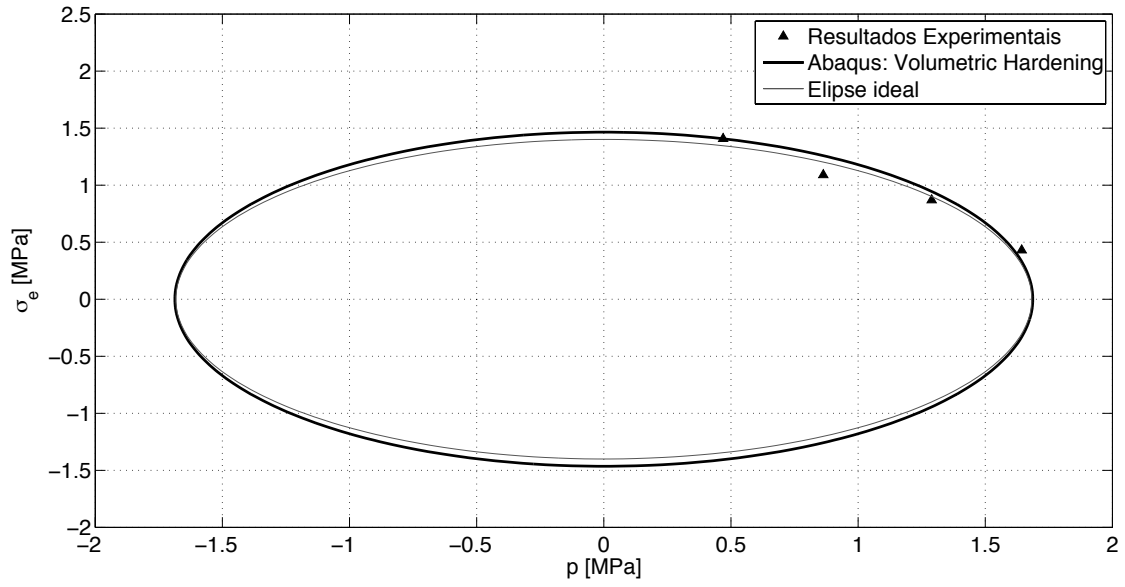
(b)

Figura 5.8: Ajuste da superfície de cedência do modelo de Deshpande e Fleck aos resultados experimentais para as espumas com (a) densidade D_1 e (b) densidade D_2 .

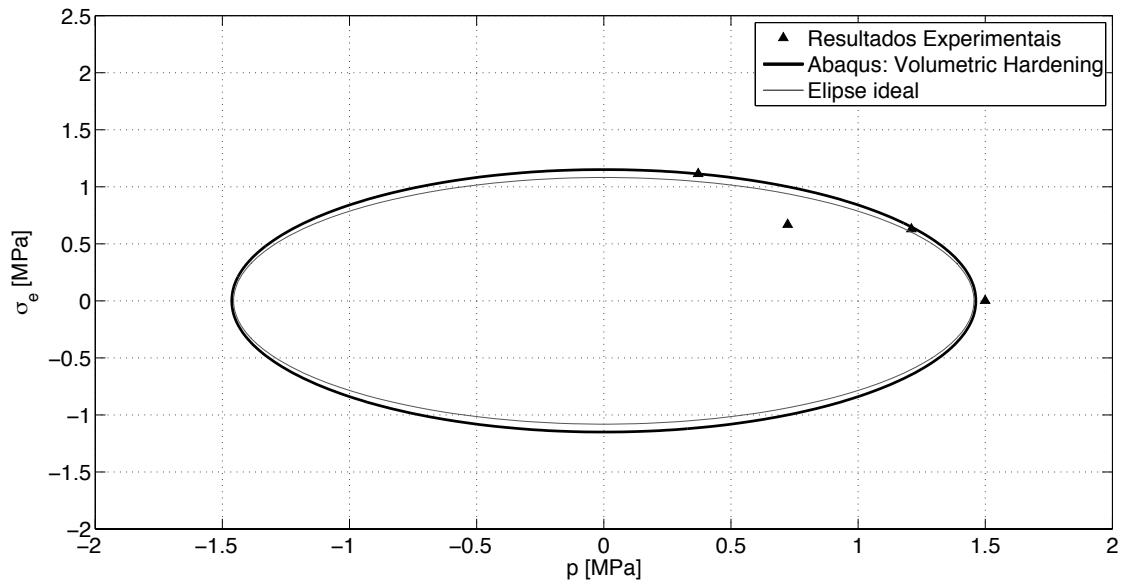
e Fleck, definida pela equação 5.48, fica

$$\Phi \equiv \sqrt{\frac{1}{1 + (\alpha/3)^2} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + \left(\frac{\alpha}{3}\right)^2 (\sigma_1 + 2\sigma_2)^2 \right]} - \sigma_y = 0, \quad (5.91)$$

a superfície de cedência do modelo do AbaqusTM com encruamento volumétrico, definida pela



(a)

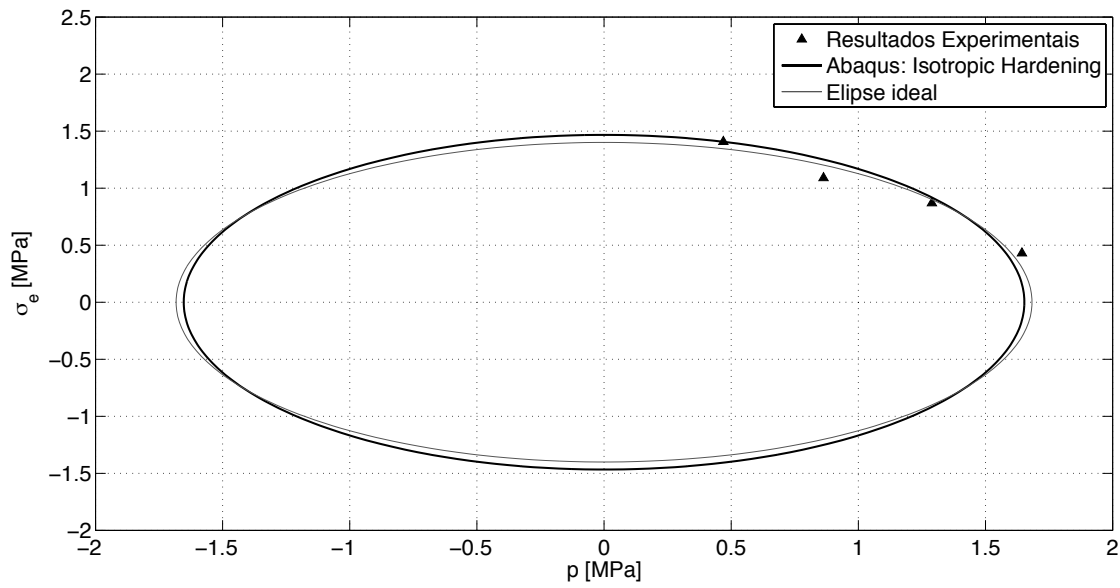


(b)

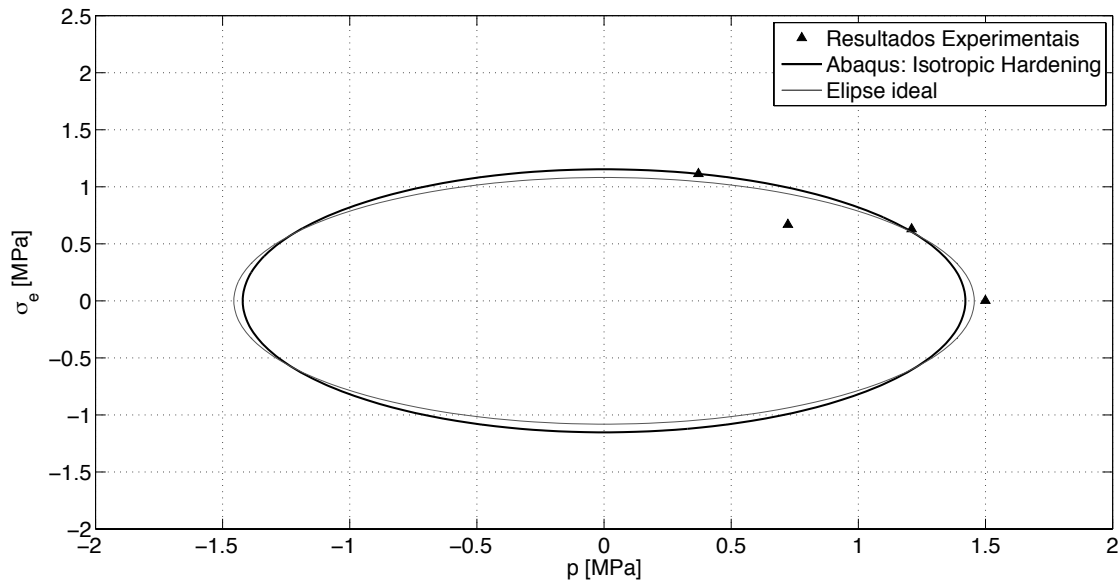
Figura 5.9: Ajuste da superfície de cedência do modelo de AbaqusTM com encruamento volumétrico aos resultados experimentais para as espumas com (a) densidade D_1 e (b) densidade D_2 .

equação 5.62, fica

$$\Phi \equiv \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + \alpha^2 \left(\frac{\sigma_1 + 2\sigma_2}{3} - p_0 \right)^2} - b = 0, \quad (5.92)$$



(a)



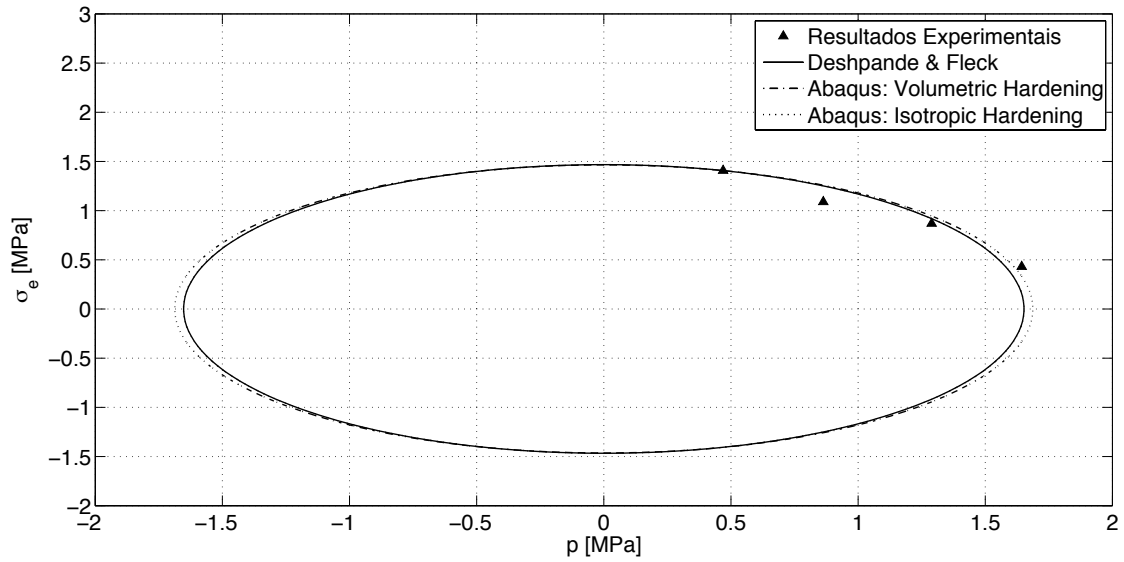
(b)

Figura 5.10: Ajuste da superfície de cedência do modelo do AbaqusTM com encruamento isotrópico aos resultados experimentais para as espumas com (a) densidade D_1 e (b) densidade D_2 .

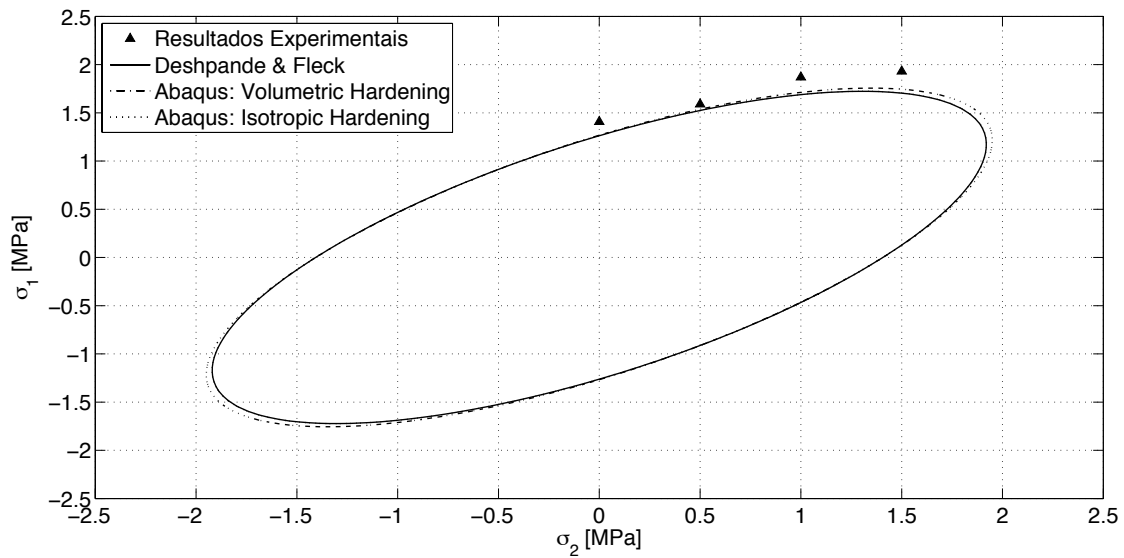
e, finalmente, a superfície de cedência do modelo do AbaqusTM com encruamento isotrópico, definida pela equação 5.79, fica

$$\Phi \equiv \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + \left(\frac{\alpha}{3}\right)^2 (\sigma_1 + 2\sigma_2)^2} - b = 0. \quad (5.93)$$

Os valores dos parâmetros usados para representar as superfícies de cedência neste espaço de tensões foram os mesmos dos determinados para cada um dos modelos por meio do algoritmo de otimização de Levenberg-Marquardt para o espaço (p, σ_e) . Mais uma vez se realça o facto de o ajuste de todas as superfícies de cedência aos resultados experimentais ser bastante bom.

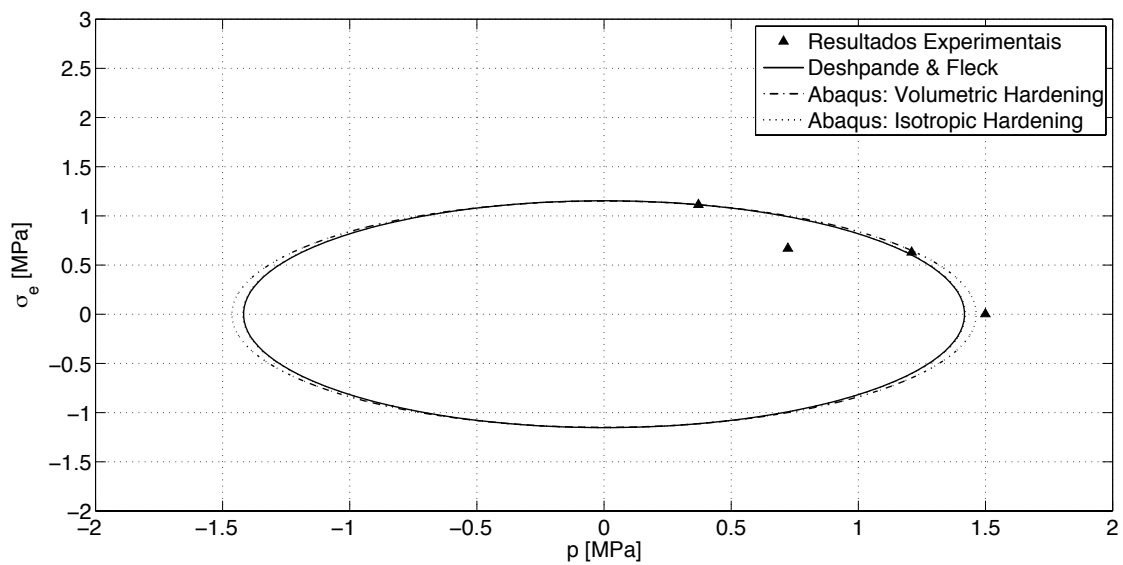


(a)

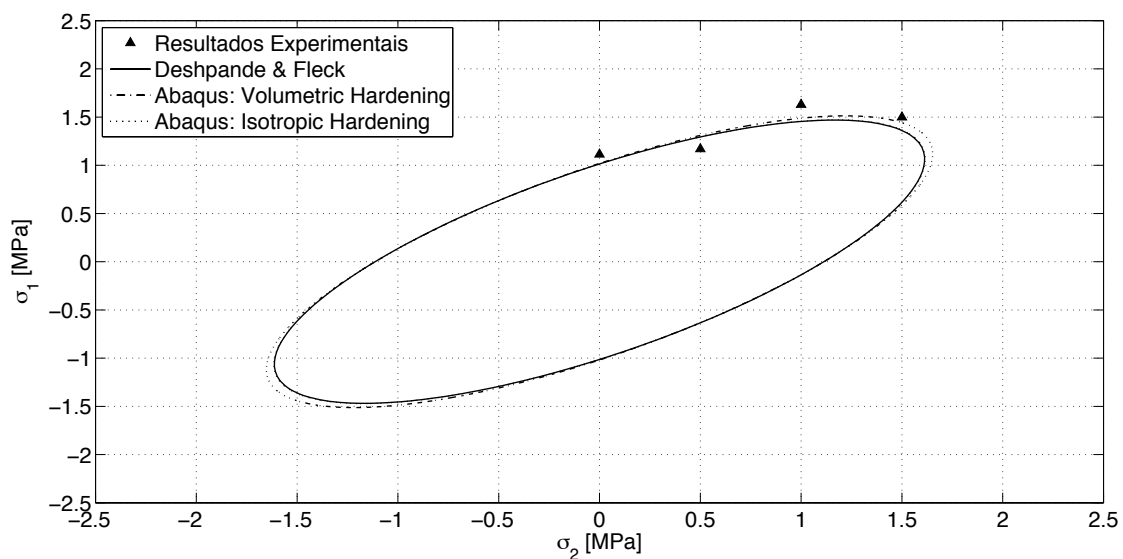


(b)

Figura 5.11: Representação das superfícies de cedência dos três modelos para os quais se fez o ajuste de parâmetros, para a densidade D_1 : (a) no espaço de tensões (p, σ_e) e (b) no espaço de tensões (σ_1, σ_2) .



(a)



(b)

Figura 5.12: Representação das superfícies de cedência dos três modelos para os quais se fez o ajuste de parâmetros, para a densidade D_2 : (a) no espaço de tensões (p, σ_e) e (b) no espaço de tensões (σ_1, σ_2) .

5.6 Conclusões

Neste capítulo apresentaram-se os modelos constitutivos mais utilizados para modelar o comportamento mecânico de espumas de alumínio. Com base nos resultados experimentais obtidos e apresentados nos capítulos anteriores fez-se o ajuste de parâmetros dos dois modelos implementados no programa comercial de simulação numérica pelo método dos elementos

finitos AbaqusTM/Explicit (os modelos *Crushable Foams with Isotropic Hardening* e *Crushable Foams with Volumetric Hardening*) e do modelo de Deshpande e Fleck.

Para melhorar o ajuste dos parâmetros do modelo do AbaqusTM/Explicit com encruamento volumétrico seria necessário realizar mais ensaios experimentais, com diferentes condições de carregamento, de forma a obter mais pontos experimentais. Deste modo, não seria necessário ter de utilizar um conjunto de pontos simétricos dos pontos obtidos experimentalmente para conseguir fazer o ajuste dos parâmetros. No entanto, tendo em conta o facto de não existirem normas específicas para a caracterização experimental deste tipo de materiais, a definição de um procedimento experimental adequado seria sempre muito discutível.

Capítulo 6

Validação dos modelos constitutivos para espumas metálicas

Neste capítulo, fez-se a validação dos dois modelos para espumas metálicas implementados no programa comercial Abaqus™, nomeadamente os modelos denominados *Crushable Foams*. A validação foi feita para os regimes *quasi*-estático e dinâmico. Para isso utilizaram-se resultados obtidos experimentalmente e os parâmetros definidos para os referidos modelos, apresentados em capítulos anteriores.

6.1 Introdução

O recurso à simulação numérica para resolver problemas de engenharia em várias áreas é cada vez mais comum. A modelação numérica do comportamento dos materiais assume vital importância quando o problema envolve a análise de processos tecnológicos tais como, por exemplo, a conformação plástica de materiais, ou a análise de estruturas. Deste modo, torna-se imprescindível garantir que a modelação dos materiais é de tal forma rigorosa que permite simular o melhor possível o seu comportamento real nas condições concretas da análise a realizar. A forma mais comum de garantir o rigor dos modelos utilizados é a validação dos modelos numéricos tendo por base resultados experimentais.

Nas secções seguintes apresenta-se o processo de validação dos dois modelos disponíveis no programa comercial Abaqus™ para a modelação do comportamento mecânico de espumas de alumínio, nomeadamente os modelos *Crushable foam model with volumetric hardening* e *Crushable foam model with isotropic hardening*. Para realizar o pré e o pós-processamento utilizou-se o Abaqus™/CAE, e nas simulações o Abaqus™/Explicit, versão 6.9.

6.2 Validação tendo por base resultados experimentais de ensaios *quasi*-estáticos

Para validar a aplicabilidade dos modelos no regime *quasi*-estático reproduziram-se numericamente alguns ensaios do Grupo II e do Grupo III conforme as referências indicadas no capítulo 3. Deste modo pretendia-se verificar a adequabilidade dos modelos quer em condições de esforços uniaxiais quer em condições de esforços multiaxiais.

6.2.1 Ensaios de compressão uniaxial

Os ensaios experimentais de compressão uniaxial escolhidos para validar os modelos numéricos foram os ensaios do Grupo II do capítulo 3 denominados EUD1V2 e EUD2V2. Para cada um deles realizaram-se dois ensaios numéricos, um onde se modelou a espuma de alumínio ALPORAS® com o modelo com encruamento volumétrico (EUD1V2vol e EUD2V2vol) e o outro recorrendo ao modelo com encruamento isotrópico (EUD1V2iso e EUD2V2iso).

Modelação do comportamento do material

Os parâmetros utilizados para calibrar os dois modelos do Abaqus™, o modelo com encruamento volumétrico (*Crushable foam model with volumetric hardening*) e o modelo com encruamento isotrópico (*Crushable foam model with isotropic hardening*) determinaram-se no capítulo 5 e podem encontrar-se nas tabelas 5.3 e 5.4, respectivamente. Nestes modelos, a evolução da superfície de cedência (encruamento) define-se introduzindo, na forma de tabela, os pontos de uma curva tensão real em função da deformação plástica real, correspondente a um ensaio de compressão uniaxial. Para determinar estes pontos utilizaram-se as curvas correspondentes aos ensaios EUD1V2 e EUD2V2, do Grupo II do capítulo 3, para as simulações com provetes de densidade D1 e D2, respectivamente. O comportamento no domínio elástico definiu-se pelo módulo de elasticidade, determinado na secção 3.5.5, e pelo coeficiente de Poisson comumente apresentado na literatura para estes materiais, ou seja $E = 0,7$ GPa e $\nu = 0,3$, respectivamente.

Na tabela 6.1 apresentam-se os parâmetros utilizados na modelação do comportamento da espuma de alumínio ALPORAS® em cada um dos quatro ensaios numéricos realizados.

Tabela 6.1: Parâmetros utilizados na modelação da espuma de alumínio nos ensaios numéricos de compressão uniaxial *quasi*-estática (k_t ou ν^p são os parâmetros válidos nos modelos com encruamento volumétrico ou isotrópico, respectivamente).

Ensaio	ρ [kg/m ³]	E [GPa]	ν	k	k_t ou ν^p
EUD1V2vol	300	0,7	0,3	0,834	1
EUD1V2iso				0,851	0
EUD2V2vol	250	0,7	0,3	0,761	1
EUD2V2iso				0,783	0

Modelação por elementos finitos

Para simular os ensaios experimentais considerados reproduziu-se num modelo numérico o aparato experimental utilizado, assim como as condições de fronteira e de carregamento. Os pratos da máquina universal de ensaios foram modelados com duas placas rígidas recorrendo a elementos finitos do tipo casca, com dimensões 60×60 mm. Na figura 6.1 apresenta-se a montagem do modelo e a malha de elementos finitos do provete e das placas. Na montagem considerou-se um referencial ortogonal (*Oxyz*) sendo o eixo *Oz* coincidente com o eixo do cilindro que representa o provete. Numa das placas aplicou-se um encastramento e na outra restringiram-se as rotações e os deslocamentos em todas as direcções, excepto o deslocamento na direcção de compressão, nomeadamente a direcção *Oz*. Nesta última placa aplicou-se uma velocidade constante de 50 mm/min, correspondente à velocidade v_2 dos

ensaios experimentais, durante um período de 60 segundos. Com estas condições atingiu-se um deslocamento máximo de 50 mm, correspondente a uma deformação nominal de aproximadamente 83%. No centro geométrico de ambas as placas colocaram-se pontos de referência para permitir a medição das curvas do deslocamento e da força em função do tempo.

Para a malha de elementos finitos das placas consideraram-se elementos discretos rígidos, tridimensionais lineares, quadrangulares, com quatro nós (denominados R3D4 na livraria do AbaqusTM) e dimensão igual a 6 mm. Na malha de elementos finitos do provete cilíndrico utilizaram-se hexaedros lineares de oito nós, com integração reduzida e controlo dos modos de energia nula¹ (denominados C3D8R na livraria do AbaqusTM). Para caracterizar a interacção entre as placas e o provete seleccionou-se o algoritmo de contacto denominado contacto geral, disponível no AbaqusTM/Explicit. O contacto foi definido como sendo do tipo tangencial sem atrito.

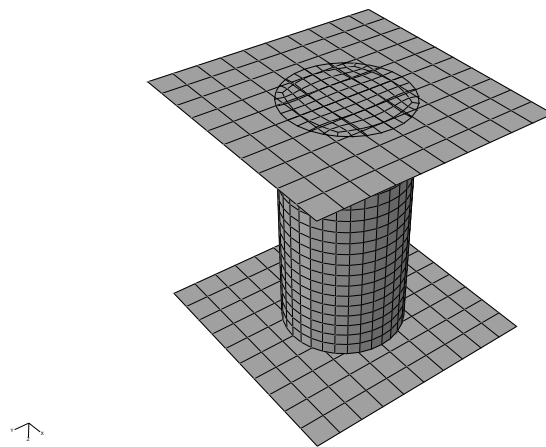


Figura 6.1: Assemblagem e malha de elementos finitos do modelo para simular os ensaios de compressão uniaxial.

Estudo de convergência de malha

Para realizar o estudo de convergência de malha seleccionou-se o ensaio EUD1V2vol e realizaram-se três ensaios designados por EUD1V2vol-el1, EUD1V2vol-el2 e EUD1V2vol-el3, com malhas de elementos finitos de tamanhos médios iguais a 1,0, 2,0 e 3,0 mm, respectivamente. Na figura 6.2 apresentam-se as curvas tensão-deformação nominal obtidas nestes ensaios e a correspondente curva experimental. Tendo em conta que os resultados obtidos com os três tamanhos de elemento foram muito semelhantes, optou-se por utilizar elementos com a dimensão maior, ou seja 3,0 mm.

Resultados

Na figura 6.3 apresentam-se as curvas tensão-deformação nominal numéricas e as respectivas curvas experimentais para os ensaios EUD1V2 e EUD2V2. Comparando as curvas numéricas obtidas com os modelos com encruamento isotrópico e com encruamento volumétrico, para ambos os ensaios, verifica-se que são muito semelhantes excepto na zona de densificação. Na zona elástica o declive das curvas numéricas é superior ao da curva experimental. Isto deve-se

¹Em inglês este fenómeno numérico denomina-se *hourglass modes*.

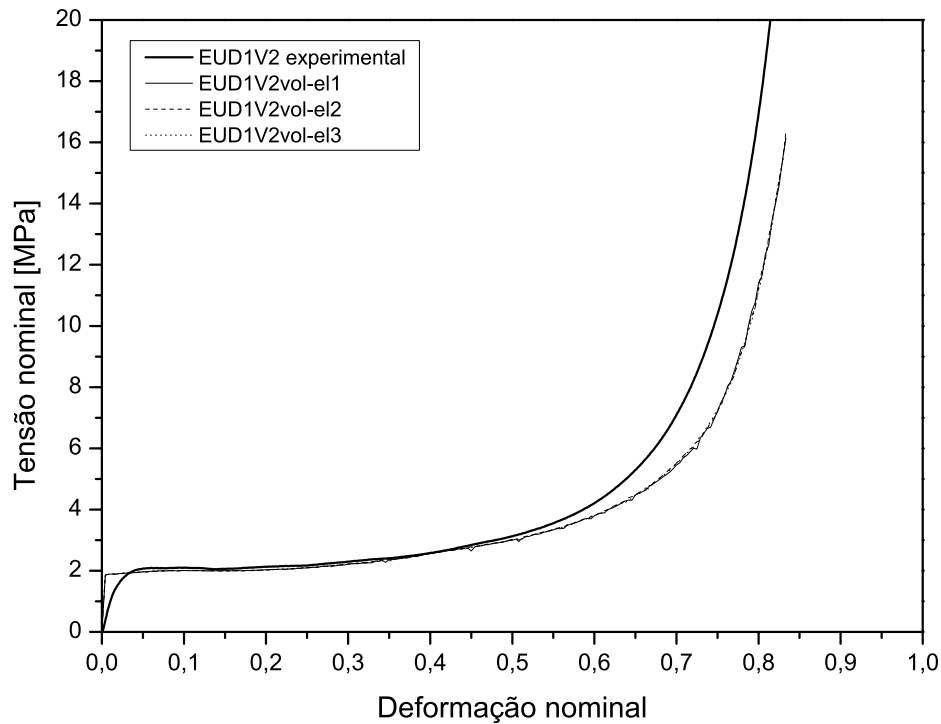


Figura 6.2: Curvas tensão-deformação nominal do estudo de convergência de malha.

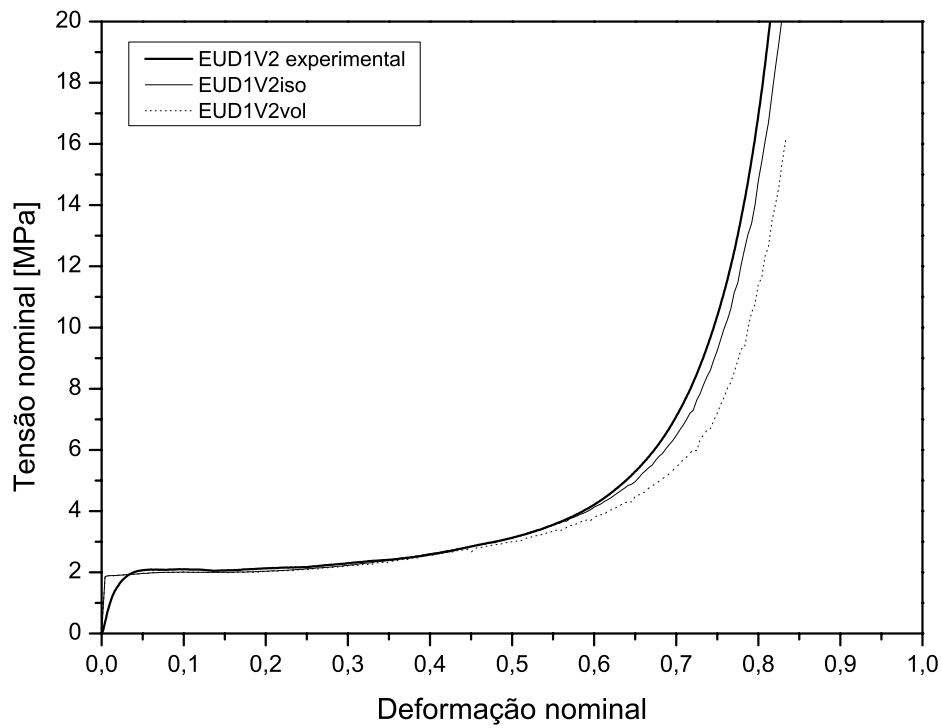
ao facto de se ter utilizado nos modelos numéricos o valor do módulo de elasticidade determinado pelo declive de uma curva de descarga na zona inicial da curva tensão-deformação nominal em lugar do declive da zona elástica (ver secção 3.5.5). Na região do patamar, ambos os modelos descrevem com rigor o comportamento em compressão uniaxial da espuma de alumínio ALPORAS[®]. Na região de densificação, o modelo com encruamento isotrópico aproxima-se mais da curva experimental. Na figura 6.4 mostram-se imagens de um dos ensaios, nomeadamente o ensaio EUD1V2, onde se compara a deformada do provete obtida numericamente (imagem de isovalores da deformação plástica equivalente do ensaio EUD1V2iso) com a do provete real, para uma deformação nominal de 42%. Como se pode observar as deformadas são muito semelhantes.

6.2.2 Ensaios de compressão triaxial

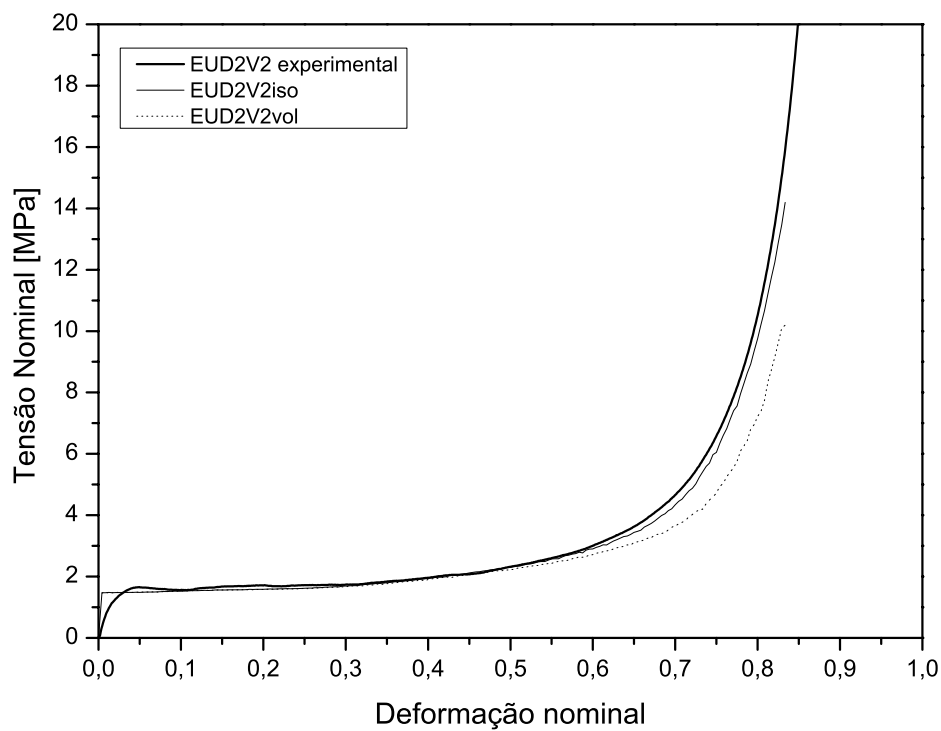
Para validar os dois modelos constitutivos do Abaqus[™] para espumas metálicas, em situações em que o componente de espuma está sujeito a carregamentos multiaxiais, simularam-se quatro dos ensaios experimentais do Grupo III do capítulo 3, nomeadamente os ensaios designados por EUD1V2P2, EUD1V2P4, EUD2V2P2 e EUD2V2P4. Para cada um dos ensaios experimentais realizaram-se três simulações: em duas modelou-se a espuma de alumínio ALPORAS[®] com o modelo com encruamento isotrópico, com diferentes parâmetros (ensaios designados por EUD x V2P y iso e por EUD x V2P y isopoisson), e na outra com o modelo com encruamento volumétrico (ensaios denominados EUD x V2P y vol).

Modelação do comportamento do material

Os modelos constitutivos da espuma de alumínio ALPORAS[®] implementados para simular os ensaios experimentais de compressão triaxial foram, em alguns casos, os mesmos dos apresen-



(a)



(b)

Figura 6.3: Curvas tensão-deformação nominal numéricas e experimental obtidas para os ensaios (a) EUD1V2 e (b) EUD2V2.

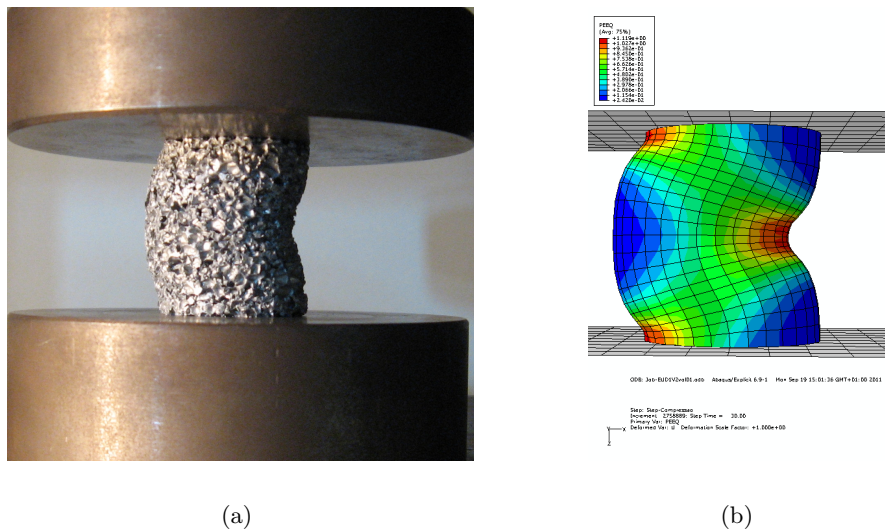


Figura 6.4: Comparação da deformada dos provetes para uma deformação nominal de 42%: (a) provete real do ensaio EUD1V2 e (b) resultado numérico do ensaio EUD1V2iso.

tados na secção anterior para os ensaios de compressão uniaxial, e noutros muito semelhantes. As únicas excepções foram os ensaios numéricos extra que se realizaram para cada um dos quatro ensaios experimentais com o modelo com encruamento isotrópico. Os parâmetros utilizados nos ensaios EUD1V2Pyiso, EUD1V2Pyvol, EUD2V2Pyiso e EUD2V2Pyvol foram os mesmos dos ensaios EUD1V2iso, EUD1V2vol, EUD2V2iso e EUD2V2vol, respectivamente. Nos ensaios EUDxV2Pyisopoisson utilizaram-se os mesmos parâmetros dos ensaios EUDxV2Pyiso, excepto o valor do coeficiente de Poisson plástico que em lugar do valor zero se considerou o valor obtido no capítulo 5 para o modelo de Deshpande e Fleck com a correspondente densidade, D_1 ou D_2 (ver tabela 5.2). Na tabela 6.2 apresentam-se os parâmetros utilizados em cada um dos ensaios numéricos realizados.

Tabela 6.2: Parâmetros utilizados na modelação da espuma de alumínio nos ensaios numéricos de compressão triaxial *quasi*-estática (k_t ou ν^p são os parâmetros válidos nos modelos com encruamento volumétrico ou isotrópico, respectivamente; Py representa as pressões P2 ou P4).

Ensaio	ρ [kg/m ³]	E [GPa]	ν	k	k_t ou ν^p
EUD1V2Pyvol	300	0,7	0,3	0,834	1
EUD1V2Pyiso				0,851	0
EUD1V2Pyisopoisson				0,851	0.379
EUD2V2Pyvol	250	0,7	0,3	0,761	1
EUD2V2Pyiso				0,783	0
EUD2V2Pyisopoisson				0,783	0.397

Modelação por elementos finitos

O modelo numérico utilizado para simular os ensaios experimentais de compressão triaxial é o mesmo que foi descrito na secção 6.2.1, para os ensaios de compressão uniaxial, à excepção das condições de carregamento. Neste caso, aplicou-se uma pressão constante na zona lateral do provete de espuma de alumínio. Tendo em conta os ensaios experimentais escolhidos para validar os modelos numéricos, os valores de pressão utilizados foram $P_2 = 1,0$ MPa ou $P_4 = 2,0$ MPa. Na figura 6.5 mostram-se as condições de carregamento utilizadas no modelo numérico definido para simular os ensaios de compressão triaxial.

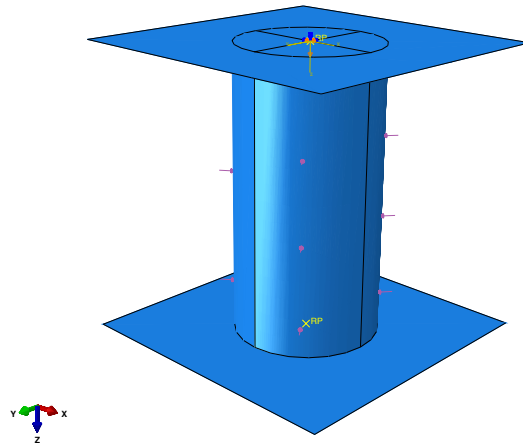


Figura 6.5: Assemblagem e condições de carregamento aplicadas no modelo numérico para simular os ensaios de compressão triaxial: campo predefinido de velocidade aplicado no ponto de referência da placa rígida móvel (em cima) e pressão uniforme aplicada na superfície lateral.

Resultados

Para validar os modelos numéricos compararam-se as curvas tensão-deformação nominal obtidas numericamente com as dos ensaios experimentais correspondentes. Nas figuras 6.6, 6.7, 6.8 e 6.9 apresentam-se os gráficos com as curvas tensão-deformação nominal numéricas e experimentais correspondentes aos ensaios EMD1V2P2, EMD1V2P4, EMD2V2P2 e EMD2V2P4, respectivamente. Em todos os resultados apresentados se verifica que nas curvas numéricas a tensão na zona de patamar é inferior à da curva experimental e a diferença acentua-se com o aumento da pressão lateral, ou seja, nos ensaios realizados com pressão P_4 a diferença é superior. Dos três modelos de material implementados numericamente para cada ensaio o modelo denominado *isopoisson* foi o que permitiu obter resultados mais aproximados dos experimentais. No entanto, mesmo com este modelo, a diferença entre os valores da tensão na zona de patamar numérica e experimental foi considerável. Na tabela 6.3 apresentam-se os valores de tensão correspondentes à deformação de 40% obtidos nos ensaios experimentais e nos ensaios numéricos. Nesta mesma tabela também se indica o erro associado aos valores da tensão obtidos nos ensaios numéricos com os diferentes modelos de material, comparativamente com o valor do correspondente ensaio experimental. Os valores do erro comprovam que as curvas numéricas e experimentais são bastante díspares. O erro médio calculado para cada um dos três modelos de material utilizados, nomeadamente os modelos denominados *iso*, *isopoisson* e *vol*, foi de 54,40, 35,15 e 56,67%, respectivamente. Estes valores são, portanto, indicadores da maior adequabilidade do modelo denominado *isopoisson* para modelar nume-

ricamente o comportamento das espumas de alumínio em situações de solicitação multiaxial, comparativamente com os outros dois.

Tabela 6.3: Valores de tensão correspondentes à deformação de 40% obtidos nos ensaios numéricos e respectivo erro em relação aos valores experimentais.

Ensaio	Experimental	Modelo <i>iso</i>		Modelo <i>isopoisson</i>		Modelo <i>vol</i>	
	$\sigma_{(\varepsilon=40\%)} [MPa]$	$\sigma_{(\varepsilon=40\%)} [MPa]$	Erro [%]	$\sigma_{(\varepsilon=40\%)} [MPa]$	Erro [%]	$\sigma_{(\varepsilon=40\%)} [MPa]$	Erro [%]
EMD1V2P2	5,29	2,70	-48,92%	4,02	-24,03%	2,71	-48,87%
EMD1V2P4	7,04	2,96	-58,00%	4,18	-40,63%	3,21	-54,43%
EMD2V2P2	4,76	1,91	-59,95%	3,22	-32,39%	1,59	-66,71%
EMD2V2P4	6,52	3,21	-50,74%	3,68	-43,58%	-	-

Esta disparidade entre resultados experimentais e numéricos pode dever-se ao método utilizado para calcular o atrito entre o provete e a manga de borracha nos primeiros. No capítulo 3 estudou-se o efeito do atrito nos resultados dos ensaios de compressão triaxial e determinaram-se as curvas tensão-deformação corrigidas. No entanto, a abordagem utilizada para determinar a influência do atrito não permitiu calcular o valor real da força de atrito, mas sim um valor aproximado, possivelmente por defeito. Nos ensaios com pressão lateral $P_4 = 2,0$ MPa, onde os efeitos de atrito são mais acentuados, a diferença entre os resultados numéricos e experimental é superior. Por estes motivos, a diferença entre as curvas experimentais e numéricas que se observa nos gráficos pode não corresponder a valores reais. Este facto pode originar erros de análise relativamente à validade dos modelos numéricos implementados para descrever o comportamento das espumas de alumínio quando sujeitas a solicitações multiaxiais.

6.3 Validação tendo por base resultados experimentais de ensaios dinâmicos

Para validar os modelos numéricos implementados no AbaqusTM para as espumas de alumínio no regime dinâmico, à semelhança do que se fez no regime *quasi*-estático, reproduziram-se alguns ensaios experimentais, neste caso ensaios de impacto em torre de queda. Estes ensaios experimentais foram realizados em parceria com a equipa do professor José Luis Pérez Castellanos no *Laboratorio de Caracterización Mecánica de Materiales* (LabMec) da *Universidad Carlos III de Madrid*.

6.3.1 Ensaios experimentais

Procedimento experimental

Para realizar os ensaios experimentais de impacto em torre de queda produziram-se provetes do tipo sanduiche com placas exteriores de alumínio e núcleo de espuma de alumínio. Para os provetes definiram-se duas estruturas distintas, do Tipo 1 e do Tipo 2, sendo a diferença entre estas o material das placas de alumínio, nomeadamente as ligas de alumínio 1050-H111 e 2024-T3, respectivamente. A dimensão total definida para as estruturas foi de $100 \times 100 \times 20$ mm, sendo as dimensões das placas e do núcleo de $100 \times 100 \times 1$ mm e de $100 \times 100 \times 18$ mm, respectivamente. A espuma de alumínio utilizada foi a ALPORAS[®] com densidade $D_2 = 250$ kg/m³. As placas de alumínio foram coladas ao núcleo, utilizando para o efeito um

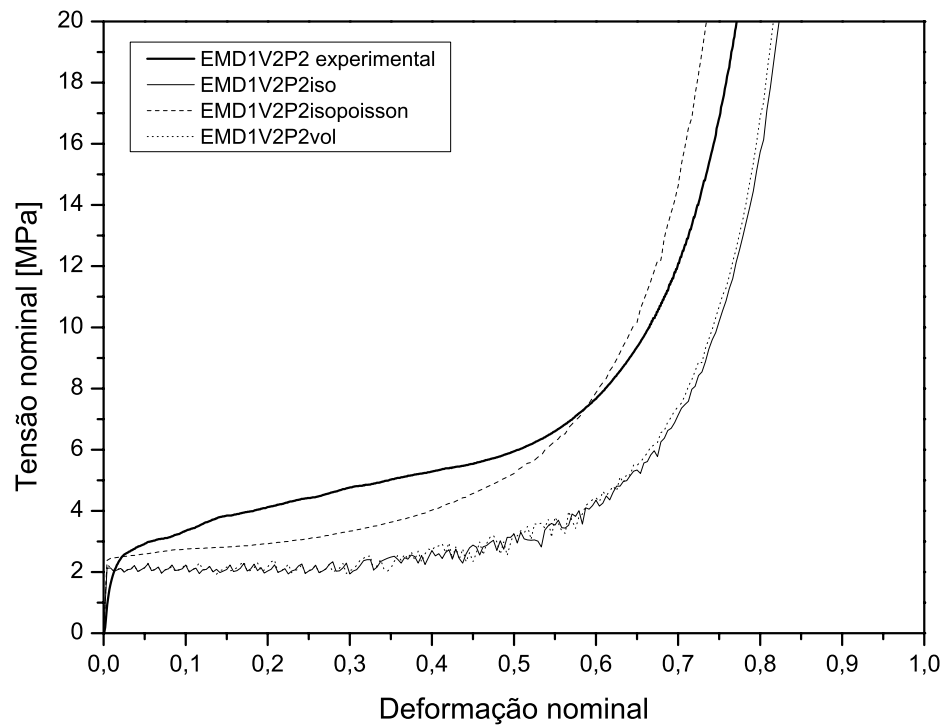


Figura 6.6: Curvas tensão-deformação nominal numéricas e experimental correspondentes ao ensaio EMD1V2P2.

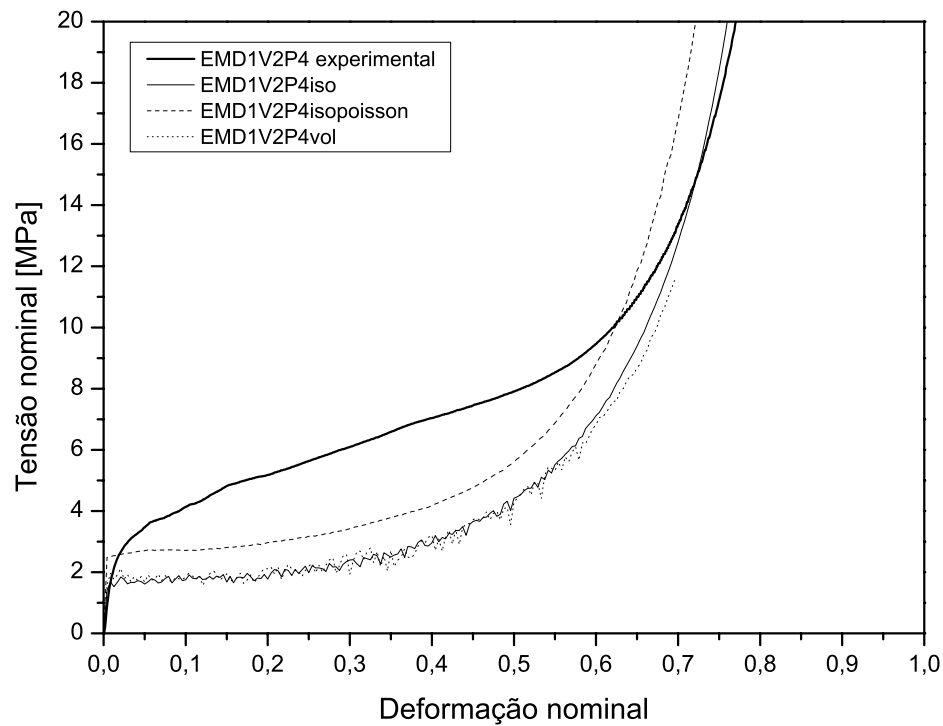


Figura 6.7: Curvas tensão-deformação nominal numéricas e experimental correspondentes ao ensaio EMD1V2P4.

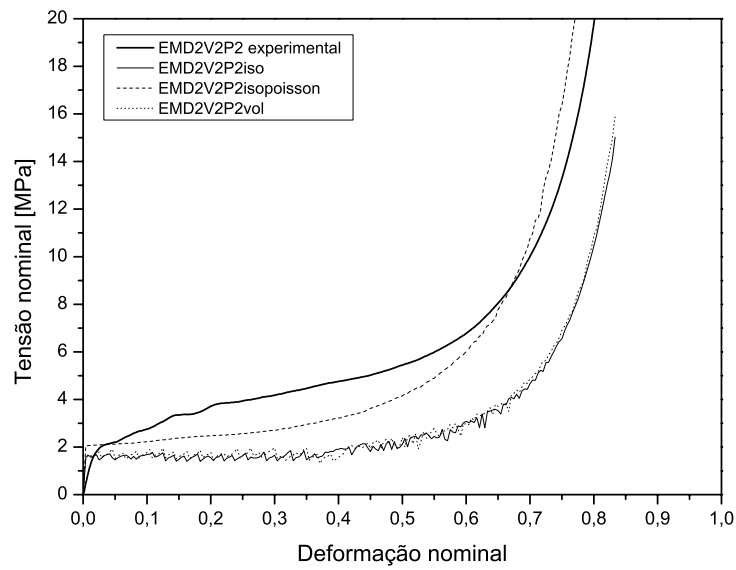


Figura 6.8: Curvas tensão-deformação nominal numéricas e experimental correspondentes ao ensaio EMD2V2P2.

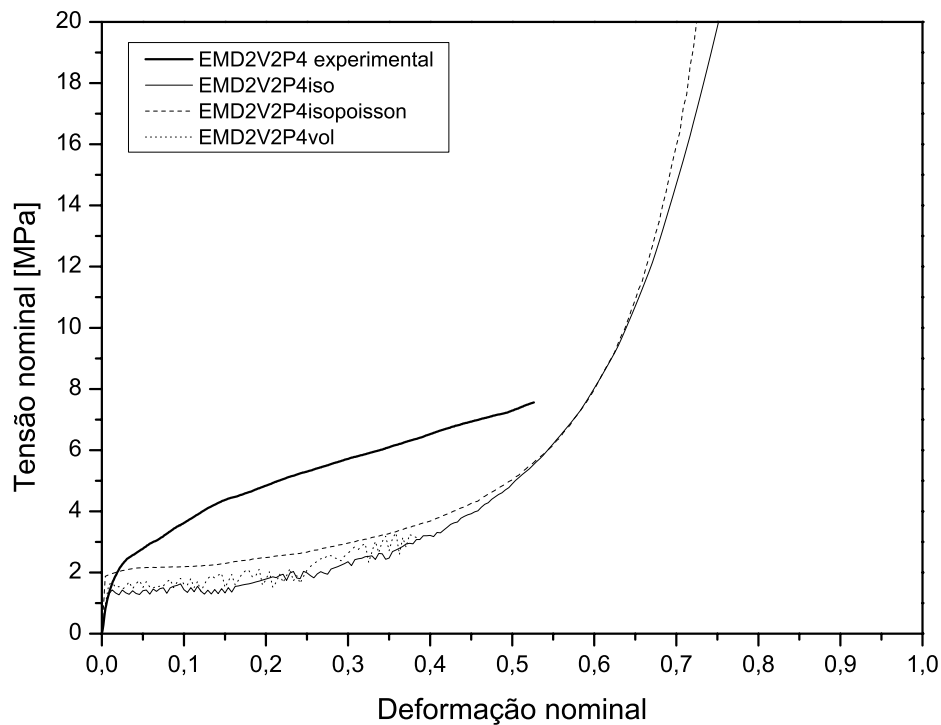


Figura 6.9: Curvas tensão-deformação nominal numéricas e experimental correspondentes ao ensaio EMD2V2P4.

adesivo estrutural comercial à base de cianoacrilato. Na figura 6.10 mostram-se alguns dos provetes utilizados nos ensaios experimentais e na figura 6.11 apresenta-se um desenho com as respectivas dimensões.



Figura 6.10: Provetes do tipo sanduiche utilizados nos testes de impacto em torre de queda.

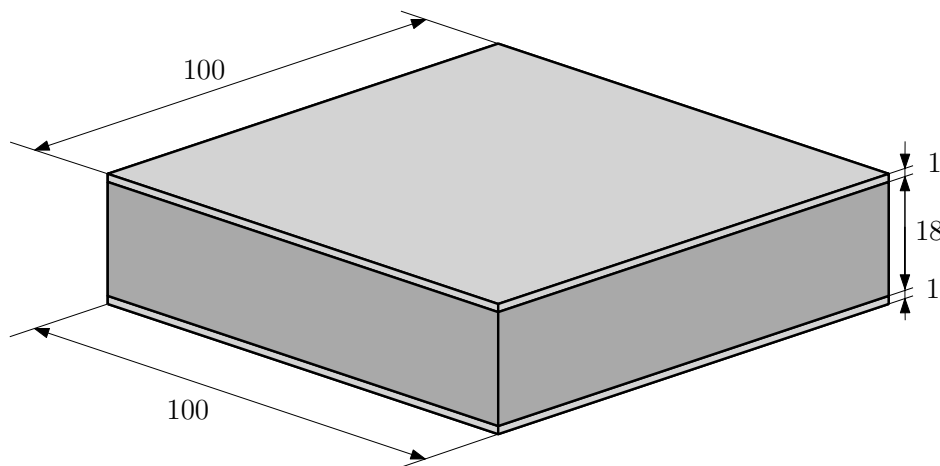


Figura 6.11: Desenho com as dimensões dos provetes utilizados nos testes de impacto em torre de queda.

Para cada um dos dois tipos de estruturas realizaram-se pelo menos três ensaios com diferentes valores de energia de impacto, nomeadamente $E_I = 17, 20$ e 30 J. Na tabela 6.4 apresentam-se as características dos ensaios experimentais realizados com os dois tipos de estruturas, assim como as suas referências.

O equipamento utilizado para realizar os ensaios experimentais de impacto em torre de queda foi uma máquina Ceast Fractoris 6785, que permite uma altura máxima de queda de 1 m resultando numa velocidade máxima de impacto de 4,4 m/s. Esta velocidade pode ser aumentada até 20 m/s com recurso a um sistema de molas. As curvas da força exercida nos provetes pelo projectil em função do tempo foram registadas utilizando o sistema de aquisição Ceast DAS-400 em conjunto com o programa Ceast D4EXTWIN. O impactor seleccionado para os ensaios foi um semiesférico com diâmetro de 20 mm. Na figura 6.12 mostra-se o aparato experimental utilizado nestes ensaios, destacando-se o impactor. Para fixar o provete na máquina de testes durante os ensaios utilizou-se um suporte metálico, que se mostra na figura 6.13.

Tabela 6.4: Características dos provetes e das condições dos ensaios experimentais em torre de queda.

Estrutura	Placas	Núcleo	Energia de impacto [J]	Referência
Tipo 1	AA1050-H111	Alporas	17	DTQ1
			20	DTQ2
			30	DTQ3
Tipo 2	AA2024-T3	Alporas	17	DTQ4
			20	DTQ5
			30	DTQ6



(a)



(b)

Figura 6.12: Equipamentos do *Laboratorio de Caracterización Mecánica de Materiales* (Lab-Mec) da *Universidad Carlos III de Madrid* utilizados nos ensaios de impacto em torre de queda: (a) Ceast Fractoris 6785 e Ceast DAS-400 e (b) proyectil semiesférico.

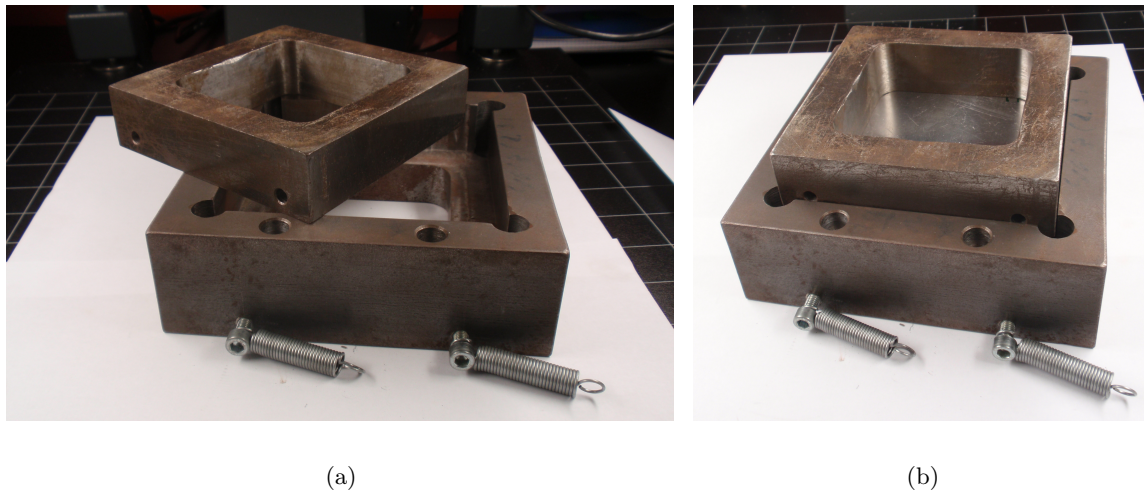


Figura 6.13: Suporte metálico utilizado para fixar o provete na torre de queda: (a) suporte e (b) suporte com um provete.

Resultados experimentais

Uma vez que o objectivo deste capítulo não era analisar os resultados experimentais obtidos nos ensaios em torre de queda, mas sim estes servirem para comparação e validação dos modelos numéricos, optou-se por fazer uma apresentação e discussão de resultados sucinta.

Os resultados obtidos nos ensaios experimentais em torre de queda para os dois tipos de estruturas, nomeadamente as curvas força-tempo e energia-tempo, para as energias de impacto $E_I = 17$ J, $E_I = 20$ J e $E_I = 30$ J apresentam-se nas figuras 6.14, 6.15 e 6.16, respectivamente. Da análise destes resultados verifica-se que as estruturas do Tipo 1, comparativamente com as do Tipo 2, possuem uma menor resistência ao impacto, resultando em maiores intervalos de tempo para absorver a totalidade da energia de impacto (ou anular a energia cinética do impactor). Estes intervalos de tempo são de 4 e de 3 ms, aproximadamente, para as estruturas do Tipo 1 e do Tipo 2, respectivamente. No entanto, as estruturas de Tipo 1 apresentam uma vantagem que consiste em menores picos de força máxima, que são em média cerca de 27% inferiores aos das de Tipo 2.

Uma vez que o material e a espessura do núcleo das estruturas do tipo sanduiche, assim como a espessura das placas eram constantes nos diferentes provetes, sendo a única diferença o material destas últimas, conclui-se que a liga de alumínio 2024-T3 tem uma maior capacidade de absorção de energia, comparativamente com a liga 1050-H111. Porém, esta última tem a vantagem de permitir obter menores picos de força máxima.

6.3.2 Ensaios numéricos

Modelação do comportamento dos materiais

Como se referiu na secção 6.3.1, nos ensaios experimentais em torre de queda utilizaram-se dois tipos de estruturas do tipo sanduiche, ambos com núcleo em espuma de alumínio ALPORAS®, mas com placas de diferentes ligas de alumínio, nomeadamente as ligas 1050-H111 ou 2024-T3. Para realizar os ensaios numéricos foi necessário, portanto, definir os modelos de comportamento dos três materiais.

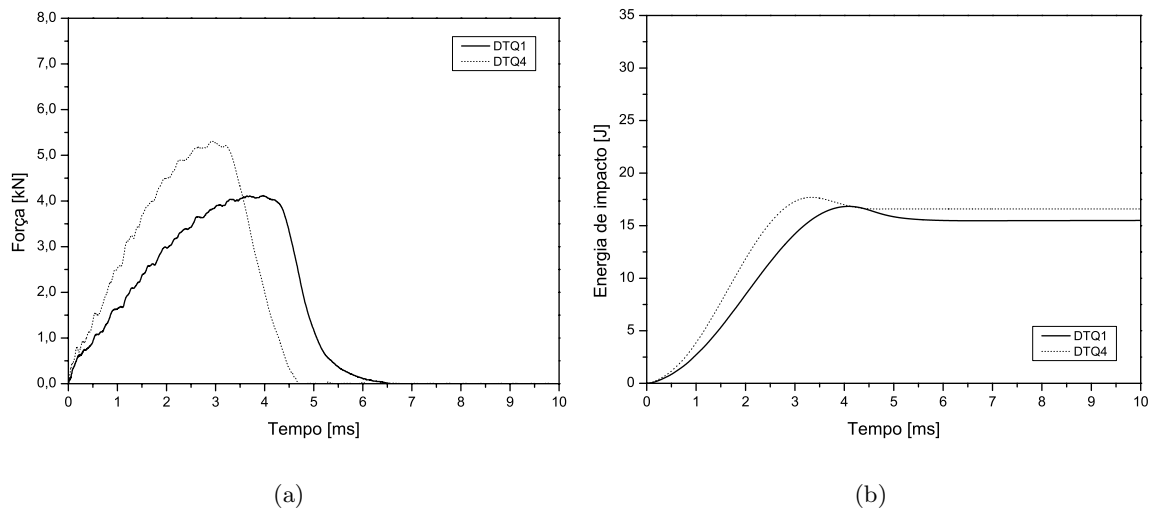


Figura 6.14: Curvas experimentais obtidas nos ensaios com energia de impacto $E_I = 17$ J: (a) curvas força-tempo e (b) curvas energia-tempo.

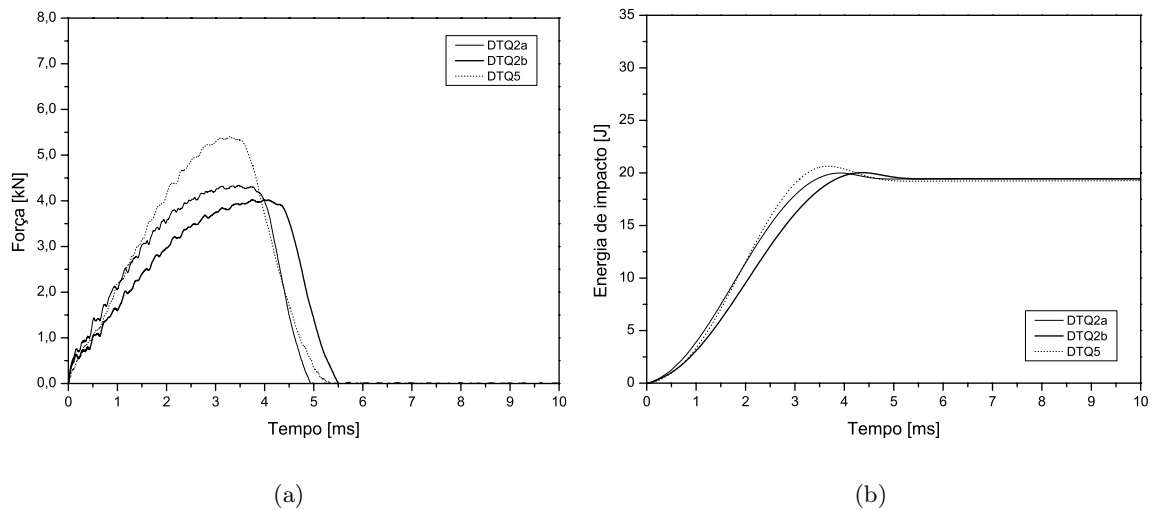


Figura 6.15: Curvas experimentais obtidas nos ensaios com energia de impacto $E_I = 20$ J: (a) curvas força-tempo e (b) curvas energia-tempo.

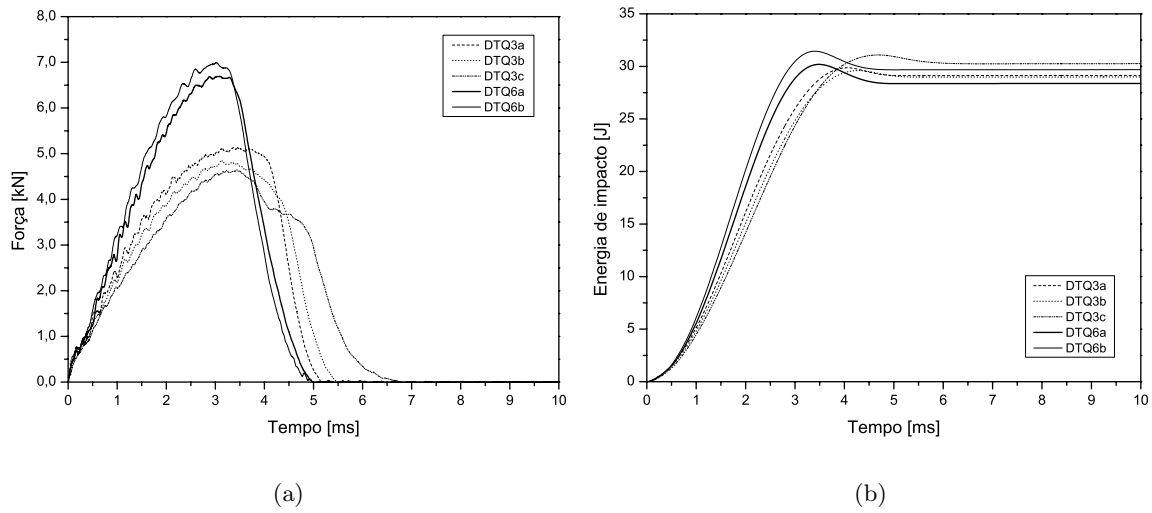


Figura 6.16: Curvas experimentais obtidas nos ensaios com energia de impacto $E_I = 30$ J: (a) curvas força-tempo e (b) curvas energia-tempo.

Para a espuma de alumínio foram utilizados o modelo linear elástico e o modelo *Crushabel Foam* com encruamento isotrópico, com os mesmos parâmetros definidos para o modelo do ensaio denominado EUD2V2isopoisson, apresentado na secção 6.2.2. Os valores dos parâmetros apresentaram-se na tabela 6.2.

Para a caracterização das ligas de alumínio utilizaram-se modelos de material diferentes e recorreu-se a dados recolhidos na literatura. Para ambas se considerou a influência da taxa de deformação.

O comportamento mecânico da liga de alumínio 1050-H111 foi caracterizado pelo modelo linear elástico isotrópico e pelo modelo de plasticidade de von Mises com encruamento isotrópico, no qual se selecionou a opção para considerar o efeito da taxa de deformação. Os valores do módulo de Young e do coeficiente de Poisson utilizados para definir o modelo linear elástico apresentam-se na tabela 6.5. Os dados introduzidos para caracterizar o efeito da taxa de deformação no modelo de plasticidade foram retirados do artigo de Zupan et al. [2003]. As curvas tensão-deformação para várias taxas de deformação apresentam-se no gráfico da figura 6.17.

No caso da liga de alumínio 2024-T3 seleccionou-se o modelo linear elástico isotrópico e o modelo de plasticidade de Johnson-Cook, com as opções de encruamento e dependência da taxa de deformação também de Johnson-Cook. Os valores do módulo de Young e do coeficiente de Poisson utilizados para definir o modelo linear elástico apresentam-se na tabela 6.5. Os dados para os parâmetros do modelo de Johnson-Cook foram retirados do artigo de Johnson and Cook [1983] e apresentam-se na tabela 6.6. No modelo de Johnson-Cook, se se considerar o efeito da taxa de deformação, a tensão de cedência é dada pela expressão

$$\bar{\sigma}_y = [A + B (\bar{\epsilon}^p)^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}^p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \right] (1 - \hat{\theta}^m), \quad (6.1)$$

em que $\bar{\epsilon}^p$ é a deformação plástica equivalente, $\dot{\bar{\epsilon}}^p$ é a taxa de deformação plástica equivalente, $\dot{\bar{\epsilon}}_0$ é a taxa de deformação plástica equivalente correspondente ao ensaio *quasi*-estático (normalmente considera-se $\dot{\bar{\epsilon}}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$) e A , B , C , n e m são parâmetros do material medidos a

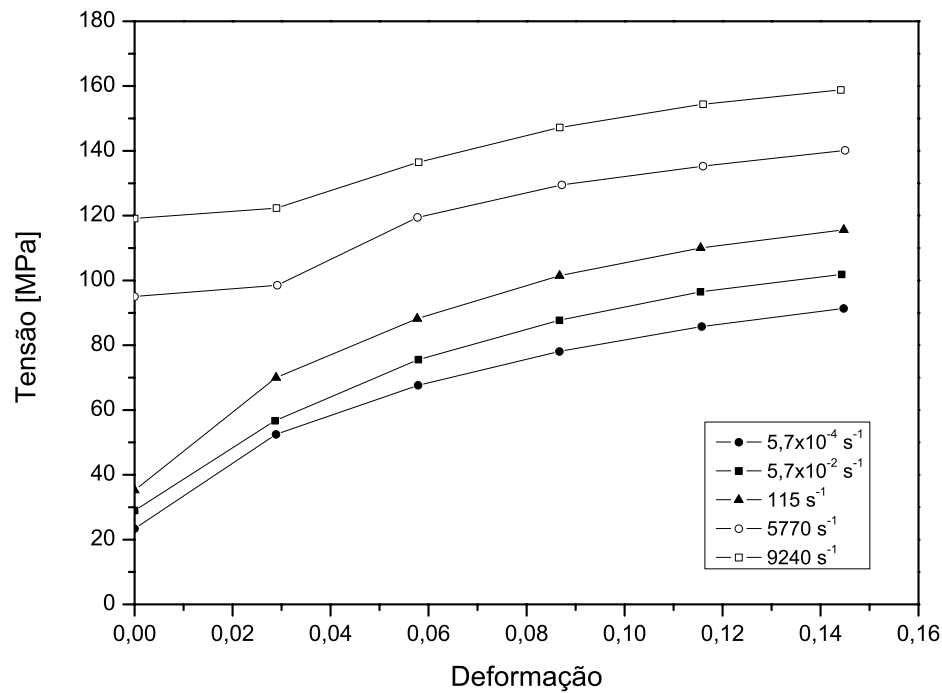


Figura 6.17: Curvas tensão-deformação da liga AA1050-H111 de ensaios experimentais realizados a várias taxas de deformação.

uma temperatura igual ou inferior à temperatura de transição, θ_t (normalmente considera-se $\theta_t = 25^\circ\text{C}$). $\hat{\theta}$ é a temperatura adimensional e define-se como

$$\hat{\theta} \equiv \begin{cases} 0, & \text{para } \theta < \theta_t \\ \frac{\theta - \theta_t}{\theta_f - \theta_t}, & \text{para } \theta_t \leq \theta \leq \theta_f, \\ 1, & \text{para } \theta > \theta_f \end{cases}$$

onde θ é a temperatura actual e θ_f é a temperatura de fusão.

Tabela 6.5: Valores das propriedades elásticas e da densidade das ligas de alumínio 1050-H111 e 2024-T3 utilizados nos respectivos modelos lineares elásticos.

Material	Módulo de Young [GPa]	Coefficiente de Poisson	Densidade [kg/m ³]
AA1050-H111	69,0	0,33	2705
AA2024-T3	73,1	0,33	2770

Modelação por elementos finitos

Para simular os ensaios de impacto em torre de queda reproduziu-se o aparato experimental constituído pelo suporte para o provete (ver figuras 6.12 e 6.13), o impactor e o provete. Na figura 6.18 mostra-se a assemblagem e a vista explodida do modelo numérico do aparato experimental. Na assemblagem considerou-se um referencial ortogonal (*Oxyz*) sendo o eixo *Oz* coincidente com o eixo do cilindro que representa o impactor.

Tabela 6.6: Valores dos parâmetros do modelo de Johnson-Cook utilizados para caracterizar a liga de alumínio 2024-T3.

Parâmetro	Unidades	Valor
A	[MPa]	265
B	[MPa]	426
C	-	0,015
n	-	0,34
m	-	1
θ_t	[°C]	25
θ_f	[°C]	502
$\dot{\epsilon}_0$	[s ⁻¹]	1

Relativamente às condições de fronteira, os três componentes do suporte do provete foram encastrados e no impactor restringiram-se as rotações e os deslocamentos em todas as direcções, excepto o deslocamento na direcção do movimento de impacto, nomeadamente a direcção Oz . No impactor aplicou-se também um campo predefinido de velocidade, com valor inicial dependente da energia máxima pretendida para o impacto. Os valores de velocidade definidos foram de 2,98, 3,34 e 3,96 m/s para os ensaios com energia de impacto de 17, 20 e 30 J, respectivamente. Ao impactor atribuiu-se ainda uma massa pontual de valor igual a 3,817 kg, correspondente ao peso do utilizado nos ensaios experimentais.

As interações entre os vários componentes foram definidas pelo algoritmo de contacto geral com a opção de contacto do tipo tangencial sem atrito, disponível no AbaqusTM/Explicit. As ligações coladas entre as placas de alumínio e o núcleo de espuma de alumínio foram modeladas por um constrangimento do tipo “ligar os nós”².

Para a malha de elementos finitos dos componentes do suporte do provete, assim como do impactor foram seleccionados elementos discretos rígidos tridimensionais lineares, quadrangulares, com quatro nós (denominados R3D4 na livraria do AbaqusTM). Para discretizar as placas de alumínio e o bloco de espuma de alumínio foram utilizados elementos hexaédricos lineares de oito nós, com integração reduzida e controlo dos modos de energia nula (denominados C3D8R na livraria do AbaqusTM). Após a realização de ensaios para estudo de convergência de malha definiram-se elementos de dimensão média igual a 3 mm para o bloco de espuma de alumínio. No caso das placas de alumínio, optou-se por uma malha com diferentes níveis de refinamento na zona de impacto e nas zonas limítrofes, sendo as dimensões médias de elemento nessas zonas de 2 e 5 mm, respectivamente. Na figura 6.19 mostram-se as imagens das malhas de elementos finitos dos vários componentes.

Resultados

Numa primeira análise, mais qualitativa, fez-se a comparação entre as deformadas obtidas nos ensaios experimentais e nos ensaios numéricos, nomeadamente com base nos ensaios DTQ1 e DTQ3, ambos relativos a estruturas do Tipo 1 e com energias de impacto de $E_I = 17$ e 30 J, respectivamente. Nas figuras 6.20 e 6.21 mostram-se imagens das deformadas dos provetes experimentais e imagens de isovalores da tensão equivalente de von Mises e da deformação plástica equivalente, obtidas nos ensaios numéricos. Da análise visual das imagens constata-se que, tal como nos ensaios experimentais, os resultados numéricos apresentam uma deformação localizada na zona de impacto e que esta é superior no ensaio DTQ3 relativamente ao DTQ1.

²Em inglês o termo para definir este tipo de constrangimento é *tie*.

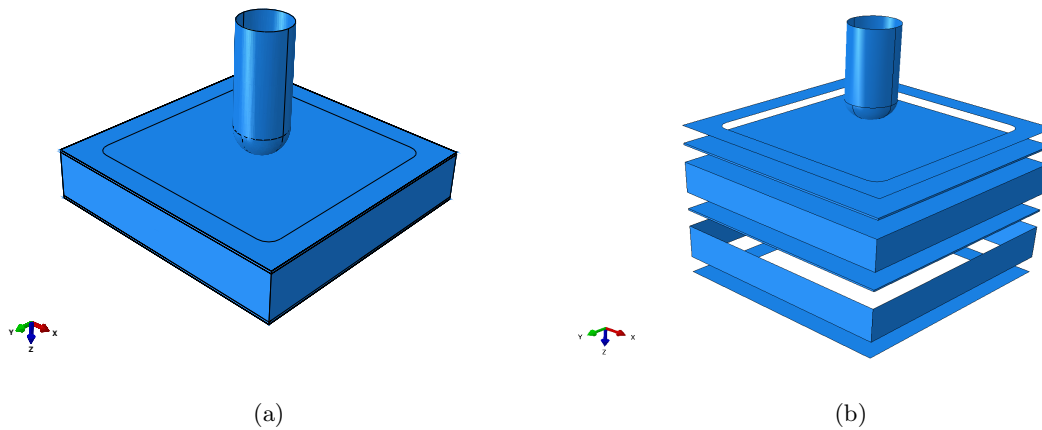


Figura 6.18: Modelo numérico: (a) montagem e (b) vista explodida.

O diâmetro da área deformada em ambos os ensaios é muito semelhante quando se comparam os resultados experimentais com os numéricos. Os valores máximos de deformação plástica equivalente (assinalados com a cor vermelha nas imagens de isovalores das figuras 6.20(d) e 6.21(d)) obtidos nos ensaios DTQ1 e DTQ3 foram de $\bar{\epsilon}^p = 0,94$ e $1,12$, respectivamente. Nos provetes dos ensaios experimentais registou-se descolamento entre as placas e o núcleo, enquanto nos ensaios numéricos, devido ao tipo de constrangimentos aplicados, isto não se verificou. Com base na análise das deformadas, os modelos numéricos implementados, nomeadamente o modelo de material para as espumas de alumínio ALPORAS[®], mostraram ser capazes de simular o comportamento real das estruturas do tipo sanduiche num impacto com um projectil semiesférico, na gama de energia de impacto testada.

Para analisar a validade dos modelos numéricos implementados para simular os ensaios experimentais de impacto em torre de queda de uma forma mais quantitativa procedeu-se à elaboração dos gráficos com as curvas força-tempo e energia-tempo obtidas nos ensaios com as estruturas do Tipo 1 e do Tipo 2 para as várias energias de impacto: $E_I = 17, 20$ e 30 J. Estes gráficos apresentam-se nas figuras 6.22 e 6.23. Nos gráficos de força-tempo determinaram-se os valores do pico máximo das curvas experimentais e numéricas. Sempre que havia mais do que uma curva experimental calculou-se o valor médio. No caso dos gráficos energia-tempo determinaram-se os tempos necessários para absorver a totalidade da energia de impacto ($t@E_{I_{max}}$). Para ambos os casos determinou-se o erro do resultado numérico relativamente ao ensaio homólogo experimental. Os valores determinados apresentam-se na tabela 6.7.

Nos resultados obtidos para as estruturas do Tipo 1 observa-se que os valores numéricos do pico máximo da força são inferiores aos experimentais, registando-se um erro médio de $-12,4\%$. Em relação ao tempo para absorção da totalidade da energia de impacto, os valores numéricos são superiores, tendo-se registado um erro médio de $14,5\%$. Os valores dos erros são consideráveis, mas se se tiver em conta a dispersão observada nas curvas experimentais, nos casos em que havia mais do que uma curva experimental, tal como no caso do ensaio DTQ3, verifica-se que os erros também ascendem a cerca de 10% relativamente ao pico máximo de força.

No caso das estruturas do Tipo 2 os valores do erro são ligeiramente inferiores aos obtidos relativamente às estruturas de Tipo 1. Os valores do erro associados à diferença dos resultados numéricos comparativamente aos experimentais no pico máximo de força e no tempo para

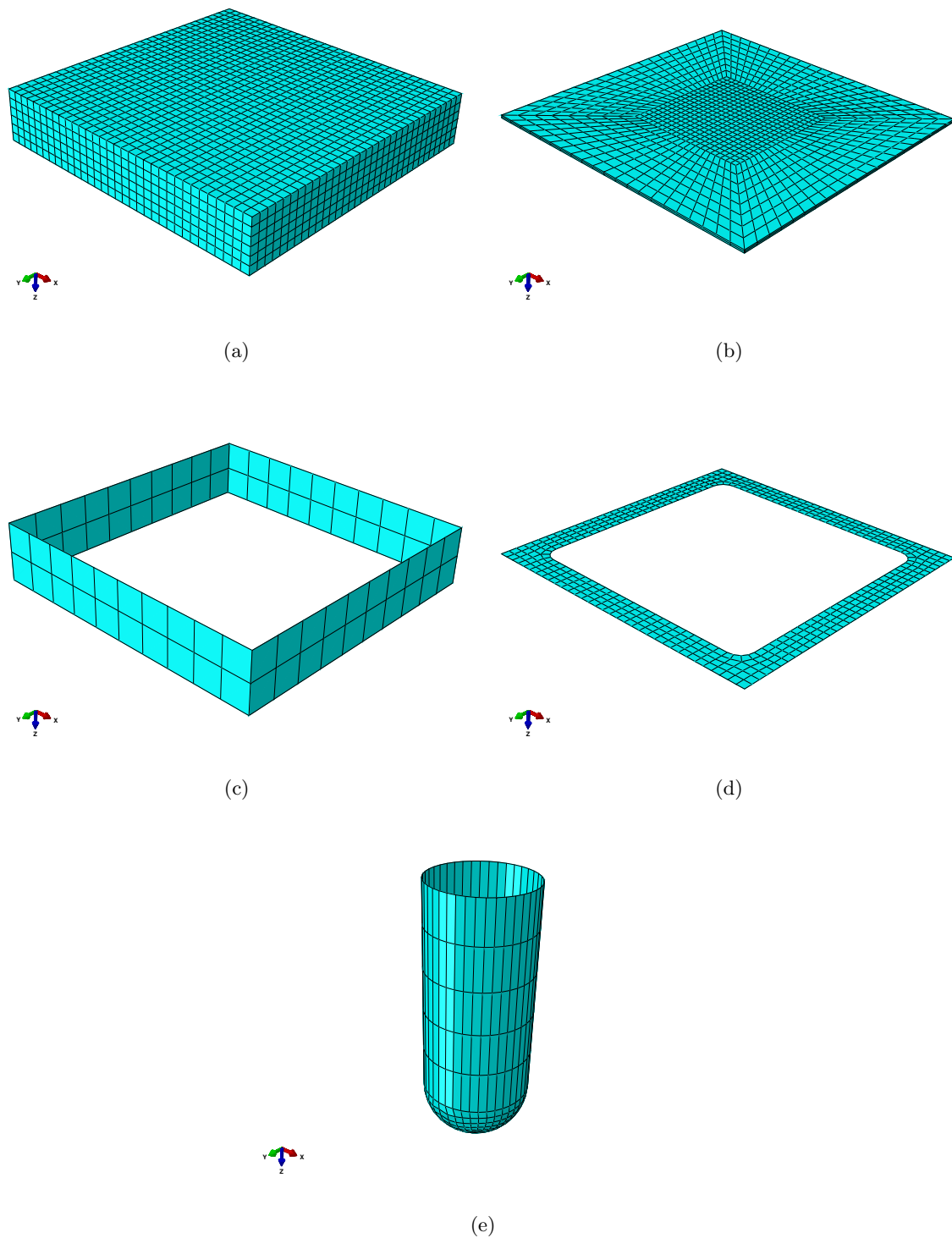


Figura 6.19: Malhas de elementos finitos dos vários componentes utilizados nos ensaios numéricos de impacto em torre de queda: (a) bloco de espuma de alumínio, (b) placas de alumínio, (c) peça lateral do suporte do provete, (d) aros do topo e do fundo do suporte do provete e (e) impactor.

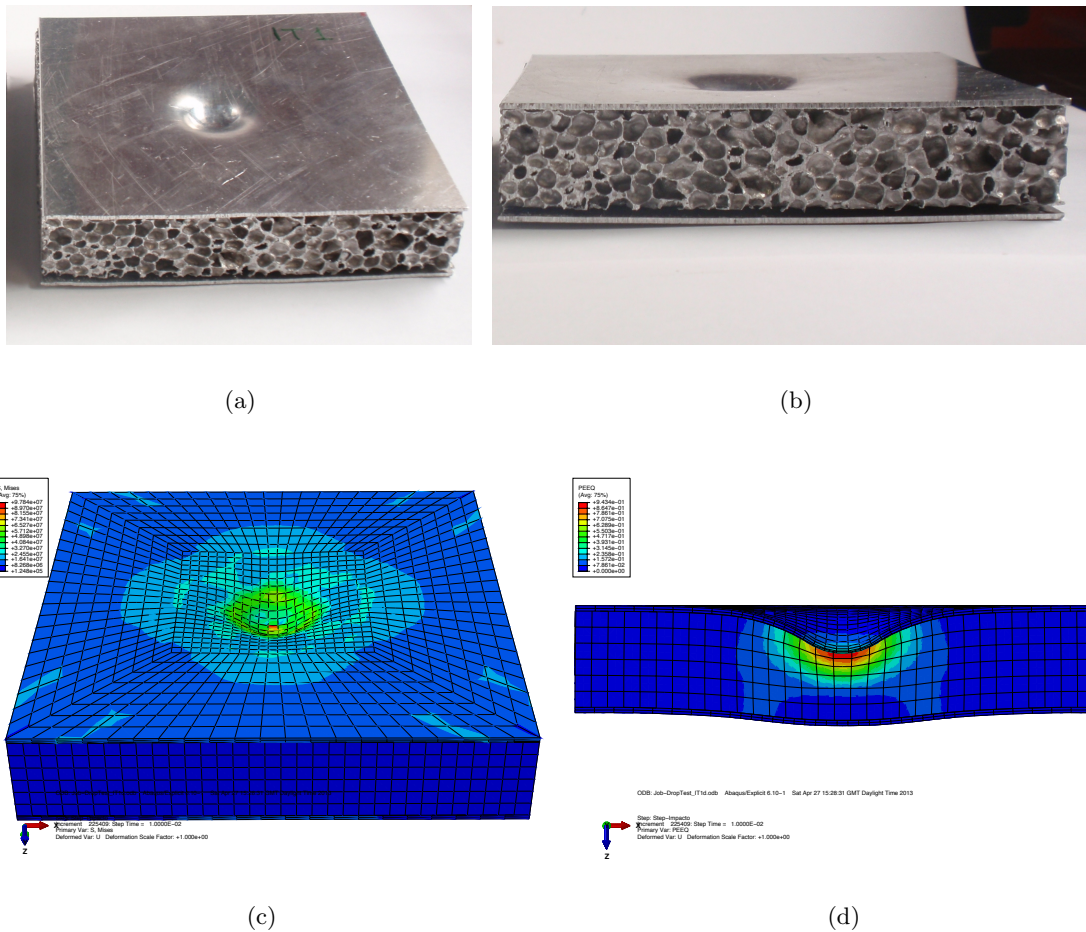


Figura 6.20: Deformadas do provete do ensaio DTQ1 experimental e numérico após impacto: (a) vista de cima do provete experimental, (b) vista de frente do provete experimental, (c) isovalores da tensão equivalente de von Mises, (d) isovalores da deformação plástica equivalente.

absorção da totalidade da energia de impacto foram de 11,6% e $-9,4\%$, respectivamente. Assim, ao contrário das estruturas do Tipo 1, os valores numéricos do pico máximo de força e os do tempo para absorção da totalidade da energia de impacto são superiores e inferiores aos experimentais, respectivamente. Neste caso, uma vez que se realizaram menos ensaios experimentais em cada ensaio não foi possível analisar a sua dispersão.

Tendo em conta o que se referiu nos parágrafos anteriores e que o núcleo das estruturas do Tipo 1 e do Tipo 2 são do mesmo material, nomeadamente as espumas de alumínio ALPORAS[®], constata-se que a diferença entre os resultados numéricos e experimentais está dependente, em grande medida, dos modelos de comportamento de material implementados para as ligas de alumínio 1050-H111 e 2024-T3. Uma possível explicação prende-se com o facto de os parâmetros utilizados na modelação das ligas de alumínio terem sido retirados da literatura, não tendo sido obtidos experimentalmente a partir dos materiais utilizados nos ensaios experimentais. Contudo, considera-se que os resultados obtidos com os modelos numéricos implementados têm uma aproximação razoável aos resultados experimentais e podem ser utilizados para prever o comportamento de estruturas semelhantes em aplicações

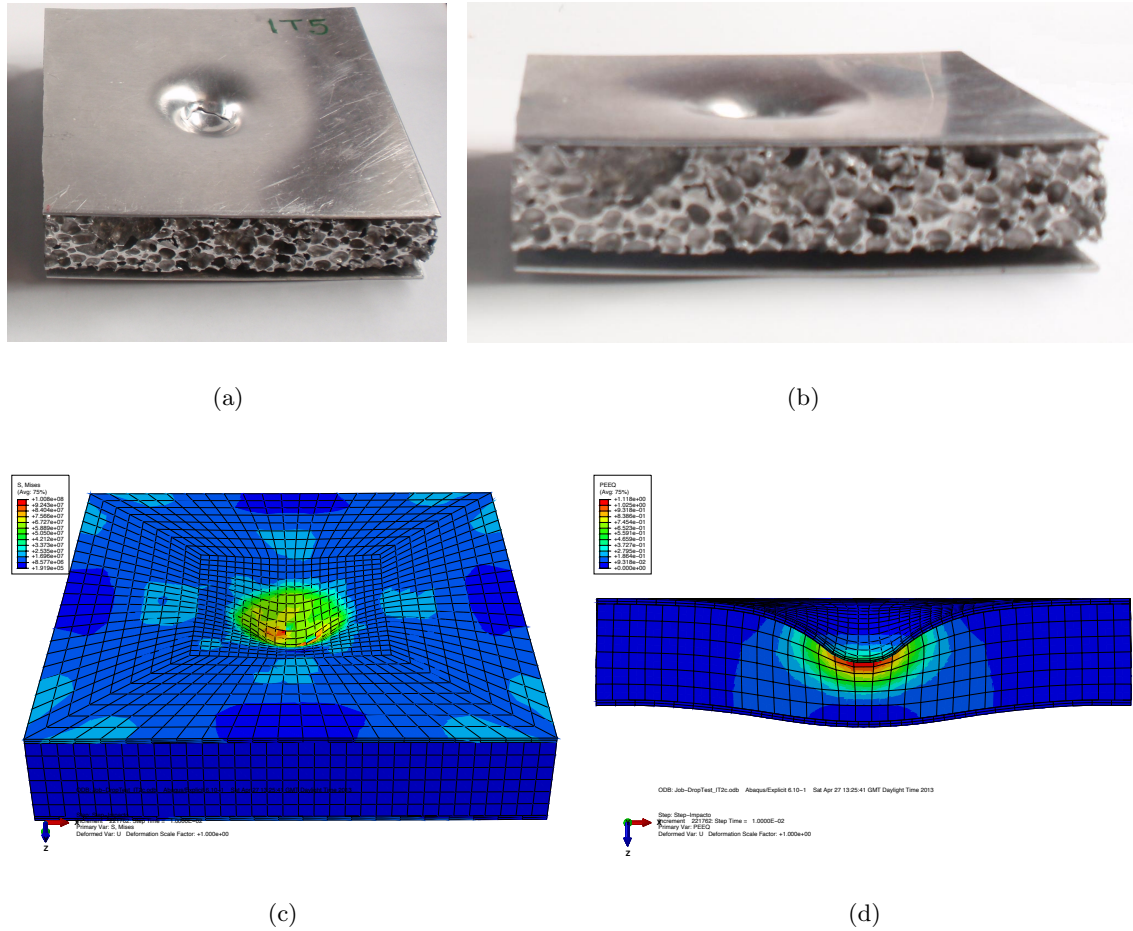


Figura 6.21: Deformadas do provete do ensaio DTQ3 experimental e numérico após impacto: (a) vista de cima do provete experimental, (b) vista de frente do provete experimental, (c) isovalores da tensão equivalente de von Mises, (d) isovalores da deformação plástica equivalente.

de impacto.

6.4 Conclusões

Neste capítulo validaram-se os modelos constitutivos implementados no AbaqusTM/ Explicit para espumas metálicas, nomeadamente os modelos denominados *Crushable foam model with isotropic hardening* e *Crushable foam model with volumetric hardening*, com os parâmetros determinados no capítulo 5. Estes modelos foram validados para diferentes condições experimentais, mais concretamente para simular condições de carregamento em compressão uniaxial e triaxial no regime *quasi*-estático e no regime dinâmico. Para isso foram desenvolvidos modelos numéricos para simular alguns dos ensaios experimentais do capítulo 3 e ensaios de impacto em torre de queda com provetes do tipo sanduiche, com núcleo em espuma de alumínio e placas exteriores de alumínio.

Relativamente aos ensaios de compressão uniaxial no regime *quasi*-estático, os modelos constitutivos implementados numericamente, quer o modelo com encruamento isotrópico

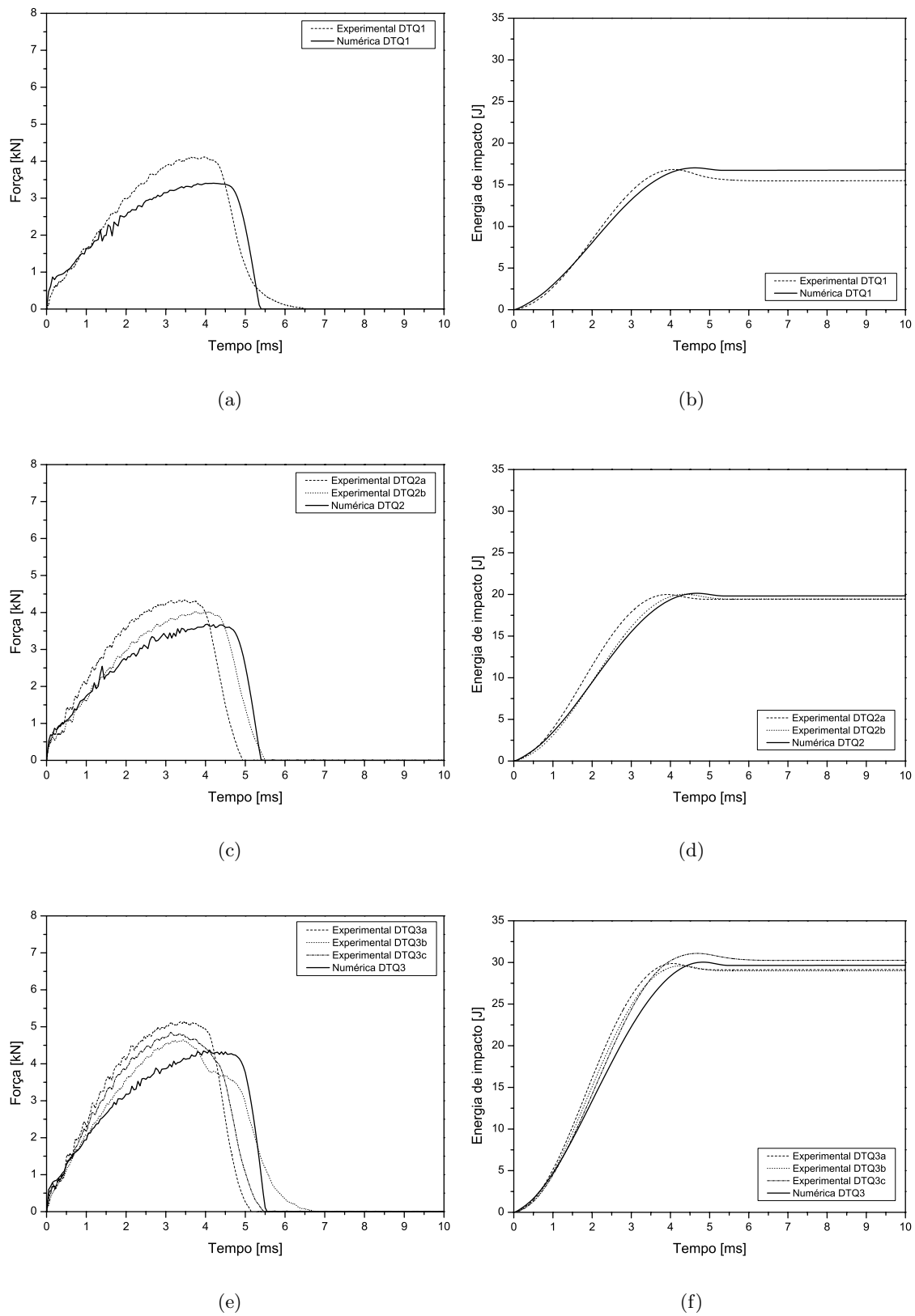


Figura 6.22: Comparação das curvas experimentais e numéricas obtidas nos ensaios com estruturas do Tipo 1: (a) e (b) ensaios com energia de impacto $E = 17$ J, (c) e (d) ensaios com energia de impacto $E = 20$ J, e (e) e (f) ensaios com energia de impacto $E = 30$ J.

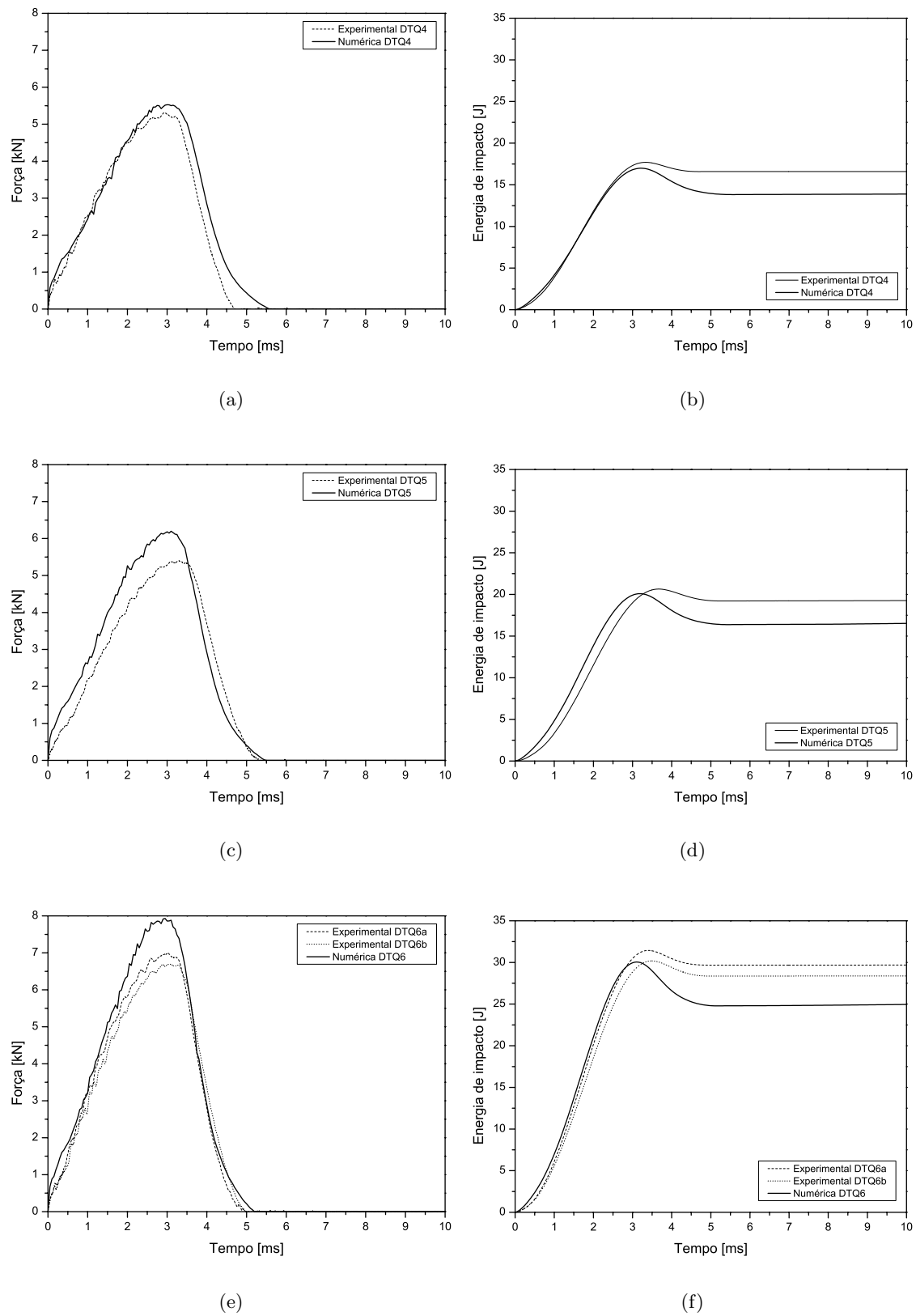


Figura 6.23: Comparação das curvas experimentais e numéricas obtidas nos ensaios com estruturas do Tipo 2: (a) e (b) ensaios com energia de impacto $E_I = 17$ J, (c) e (d) ensaios com energia de impacto $E_I = 20$ J, e (e) e (f) ensaios com energia de impacto $E_I = 30$ J.

Tabela 6.7: Valores experimentais e numéricos da força máxima e dos tempos de absorção da energia total do impacto.

Estrutura	Ensaio	F_{max}			$t@E_{Imax}$		
		Experimental [kN]	Númérico [kN]	Erro [%]	Experimental [ms]	Númérico [ms]	Erro [%]
Tipo 1	DTQ1	4,1	3,4	-17,1	4,0	4,6	15,0
	DTQ2	4,2	3,7	-11,9	4,1	4,7	14,6
	DTQ3	4,8	4,4	-8,3	4,3	4,9	14,0
Tipo 2	DTQ4	5,3	5,5	3,8	3,4	3,2	-5,9
	DTQ5	5,4	6,2	14,8	3,7	3,2	-13,5
	DTQ6	6,8	7,9	16,2	3,4	3,1	-8,8

quer o modelo com encruamento volumétrico, permitiram obter uma boa aproximação aos resultados experimentais.

Na validação dos modelos constitutivos numéricos para os ensaios de compressão triaxial no regime *quasi*-estático verificou-se que estes não representavam com rigor os resultados experimentais. Por este motivo, implementou-se um modelo adicional denominado *isopoisson* no qual o coeficiente de Poisson plástico, em vez do valor zero, tomou o valor determinado no capítulo 5. Com este modelo conseguiu-se uma melhor aproximação, principalmente nos ensaios com pressão lateral mais baixa, mas mesmo assim longe dos valores esperados. No entanto, constatou-se que o método utilizado no capítulo 3 para determinar o efeito do atrito nos ensaios experimentais de compressão triaxial pode ter levado ao subdimensionamento dos valores das forças de atrito. Assim, os valores da tensão na zona de patamar das curvas tensão-deformação corrigidas por este método podem ter valores superiores aos reais, levando ao aumento do erro dos resultados numéricos.

No regime dinâmico os resultados obtidos com os modelos numéricos foram satisfatórios, tendo estes mostrado adequabilidade para simular o comportamento mecânico das espumas de alumínio nas condições dos ensaios de impacto em torre de queda realizados.

Capítulo 7

Estruturas para absorção de energia de impacto

Neste capítulo propõem-se várias estruturas com diversas configurações, para aplicações de absorção de energia de impacto, representativas das barras de deformação frontal de um automóvel com uma estrutura do tipo *space frame*. Com os modelos constitutivos definidos nos capítulos anteriores para as espumas de alumínio e implementados no programa comercial de simulação numérica pelo método dos elementos finitos AbaqusTM/Explicit analisa-se o comportamento mecânico destas estruturas em compressão uniaxial dinâmica, com condições de carregamento equivalentes às experimentadas por estruturas deste tipo durante um impacto.

7.1 Introdução

Na literatura técnica na área de estruturas para aplicações de impacto, em particular veículos, existe um termo técnico denominado *crashworthiness* que designa a capacidade de uma estrutura (ou veículo) proteger os seus ocupantes durante um impacto. Uma estrutura pode ter a capacidade de absorver a totalidade da energia de um impacto, mas a desaceleração experienciada pelos seus ocupantes ser de tal ordem que as lesões causadas resultam fatais. Assim, ao dimensionar uma estrutura para aplicações de impacto deve haver a preocupação de esta ter a capacidade de absorver toda a energia do impacto e, ao mesmo tempo, deformar de forma controlada. Por deformação controlada entenda-se com valores de aceleração toleráveis pelo corpo humano e mantendo o habitáculo intacto. O corpo humano tem a capacidade de suportar elevados valores de aceleração sem sofrer danos irreversíveis, mas durante períodos de tempo curtos. Um dos critérios mais conhecidos para medir os danos causados aos ocupantes de um veículo durante um impacto é o *Head Injury Criterion* (HIC). Este consiste basicamente numa expressão que permite determinar um valor a partir da curva aceleração-tempo medida durante o impacto no centro de gravidade da cabeça. O HIC é definido pela expressão

$$HIC = \max \left\{ \left[\frac{1}{t_2 - t_1} \int_{t_1}^{t_2} a(t) dt \right]^{2,5} (t_2 - t_1) \right\} \quad (7.1)$$

onde t_1 e t_2 correspondem ao tempo inicial e final do intervalo em que o HIC tem o valor máximo e a é a aceleração em g's. Existem muitos outros critérios para outras partes do corpo humano, nomeadamente o *Neck Injury Criterion* (NIC), o *Thorax Performance Criterion* (THPC), etc. Estes critérios são definidos por legislação europeia (ECE/TRANS/WP.29/GRSP/2013/1, da divisão de transportes da *United Nations Economic Commission for Europe* – UNECE), legislação americana (*Federal Motor Vehicle Safety Standards* – FMVSS, do *U.S. Department of Transportation* – DOT) e normas e directivas de alguns organismos, por exemplo o *European New Car Assessment Programme* (Euro NCAP), entre outros. No entanto, neste trabalho, por uma questão de simplificação, focou-se a análise no desempenho das estruturas, não considerando estes critérios associados às lesões no corpo humano.

A racionalização da utilização dos recursos para obter um determinado produto é uma filosofia comum na indústria. Tanto aí como nos meios académicos a procura de soluções para diminuir o peso de diversas estruturas tem sido alvo de investigação. Como principais áreas de investigação destacam-se a dos materiais e a da optimização estrutural. A utilização de materiais ultraleves em diversos tipos de estruturas, nomeadamente nas indústrias aeronáutica e automóvel, já é uma realidade e continua a ser uma área em grande desenvolvimento. Ao mesmo tempo o desenvolvimento de estruturas optimizadas em termos de geometria tem possibilitado a produção de estruturas com maior resistência mecânica e menor peso.

Na indústria automóvel a redução de peso é uma das principais preocupações no projecto de novos carros. As inovações relacionadas quer com a utilização de novos materiais quer com o desenvolvimento de novas estruturas têm sido uma constante. Relativamente aos materiais, os aços ainda continuam a ser os mais utilizados e a contínua melhoria das suas propriedades permite reduzir o peso das estruturas e melhorar a sua resistência mecânica. No entanto, a utilização de ligas de alumínio e também de materiais compósitos de matriz polimérica e reforço de fibra (principalmente os de reforço de fibras de carbono) tem aumentado. Dos vários tipos de estruturas utilizadas actualmente na produção de automóveis destacam-se os seguintes: *chassis/body-on-frame*, *unibody* e *space frame*. Na figura 7.1 apresentam-se imagens destes tipos de estruturas.

A Audi, por exemplo, criou um centro de investigação para o desenvolvimento de carros totalmente construídos em alumínio, que tem por objectivos optimizar as propriedades das ligas de alumínio, a geometria dos componentes e os processos de fabrico associados. Daqui surgiu o conceito *Audi Space Frame* que deu origem a uma nova gama de carros da marca totalmente construídos em alumínio. Na figura 7.2 apresenta-se a estrutura do Audi A8 construída totalmente em alumínio.

Muitos investigadores tem desenvolvido estudos na área das estruturas ultraleves para absorção de energia de impacto, nomeadamente as utilizadas na indústria automóvel. Dentro desta área, as estruturas ultraleves do tipo DMS (*Dual Material Structures*), em particular as de alumínio com núcleo em espuma de alumínio, têm estado na origem de muitos trabalhos de investigação.

Santosa and Wierzbicki [1998] estudaram o efeito do preenchimento de estruturas tubulares quadrangulares de alumínio com núcleo em materiais do tipo favo de mel (*honeycomb*) de alumínio ou em espuma de alumínio (DMS), em carregamentos de compressão uniaxial no regime *quasi*-estático. Recorrendo à simulação numérica concluíram que para maximizar a capacidade de absorção de energia das estruturas era preferível o preenchimento com qualquer um dos dois materiais utilizados para o núcleo do que o aumento da espessura das estruturas tubulares. Aqueles autores verificaram ainda que a utilização de adesivos para ligar o núcleo à estrutura tubular permite aumentar consideravelmente a capacidade de absorção de energia.

Hanssen et al. [1999, 2000b,a] realizaram estudos experimentais e numéricos com estruturas tubulares quadrangulares e circulares em alumínio preenchidas com núcleo em espuma de

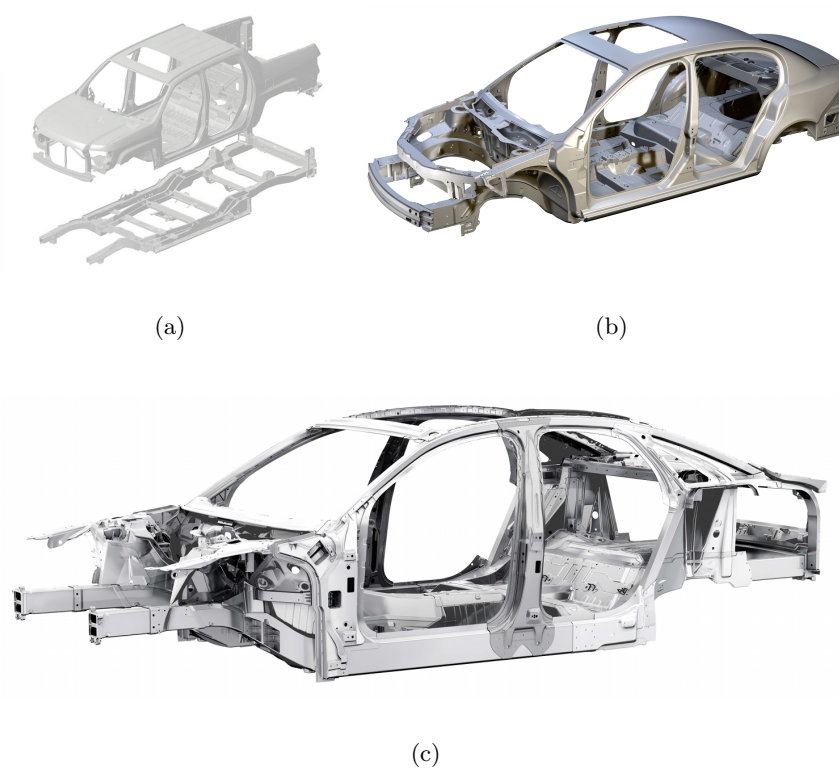


Figura 7.1: Tipos de estruturas utilizadas na produção de automóveis: (a) *chassis/body and frame* [Int, m], (b) *unibody* [Int, g] e (c) *space frame* [Int, b].

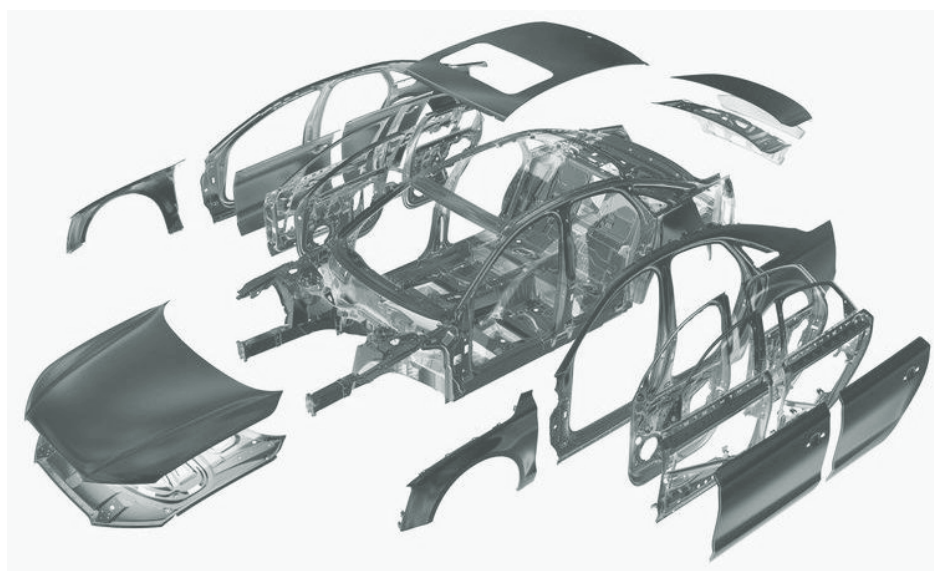


Figura 7.2: Estrutura do tipo *space frame* do Audi A8 construída totalmente em alumínio [Int, c].

alumínio (DMS), em condições de compressão uniaxial nos regimes *quasi*-estático e dinâmico. Analisaram a influência de parâmetros tais como a taxa de deformação, a densidade da espuma de alumínio, a resistência do material e a espessura dos componentes tubulares. Com base em alguns parâmetros calculados a partir das curvas força-deslocamento determinaram e compararam a capacidade de absorção de energia das várias estruturas definidas. Estes autores desenvolveram também um conjunto de fórmulas analíticas para prever a força média de esmagamento das estruturas em carregamentos nos regimes *quasi*-estático e dinâmico. As fórmulas foram desenvolvidas considerando que a força total podia ser dividida em três parcelas aditivas, nomeadamente (i) a força de esmagamento média da estrutura tubular, (ii) a força de esmagamento média do núcleo de espuma de alumínio e (iii) o denominado efeito de interacção, que provém da alteração do modo de deformação da estrutura preenchida com o núcleo comparativamente com a estrutura oca.

Santosa et al. [2000] realizaram um estudo experimental e numérico com o objectivo de validar os modelos numéricos como ferramenta para otimizar a capacidade de absorção de energia de DMS. No estudo foram consideradas estruturas tubulares quadrangulares de alumínio com núcleo em espuma de alumínio e estudado o seu comportamento em condições de compressão uniaxial no regime *quasi*-estático. Os autores consideraram os modelos numéricos válidos para prever o comportamento das estruturas nas condições testadas, nomeadamente a força média de esmagamento e as características da formação de dobras durante a deformação. Concluíram ainda que a força média de esmagamento tinha uma dependência linear com a resistência à compressão das espumas de alumínio e com a área da secção transversal das estruturas.

Hanssen et al. [2001], com base em resultados experimentais, realizaram um estudo de optimização da massa de DMS, com estrutura tubular quadrangular em alumínio e núcleo em espuma de alumínio, sujeitas a carregamentos de compressão uniaxial no regime *quasi*-estático. As variáveis consideradas neste estudo foram a densidade da espuma de alumínio, a resistência do material e a espessura dos componentes tubulares, e o comprimento da estrutura. Os autores concluíram que a utilização de DMS em substituição das tradicionais estruturas tubulares ocas, para obter a mesma ou melhor capacidade de absorção de energia, permite reduzir significativamente a massa e o volume das estruturas.

Hanssen et al. [2006] realizaram um estudo numérico de optimização da capacidade de absorção de energia do pilar-A de um automóvel com a introdução de insertos em espuma de alumínio. Os resultados foram validados por comparação com resultados experimentais. Os autores concluíram que apesar de haver um ganho na capacidade de absorção de energia com a aplicação dos insertos nas estruturas tradicionais, o processo utilizado iria implicar um aumento do custo e do tempo de produção. Assim, para tornar vantajosa a aplicação de insertos em espuma de alumínio ter-se-ia de reformular a geometria das estruturas tubulares.

Gameiro and Cirne [2007] investigaram a capacidade de absorção de energia de estruturas tubulares ocas e preenchidas com cortiça microaglomerada. A influência de parâmetros como o comprimento, o diâmetro e a espessura dos tubos foram estudados pelos autores. Estes verificaram que a esbelteza das estruturas afectava significativamente o seu comportamento em termos de modo de deformação e capacidade de absorção de energia. Além disso, concluíram que a cortiça microaglomerada tem propriedades interessantes para aplicações de impacto. Num estudo semelhante, Gameiro et al. [2007] compararam o comportamento deste tipo de estruturas com outras também tubulares, mas preenchidas com espuma de alumínio. Estas últimas evidenciaram uma maior capacidade de absorção de energia.

Miranda et al. [2010] realizaram um estudo numérico onde compararam a capacidade de absorção de energia de diversas estruturas tubulares ocas e preenchidas com espuma de alumínio. Neste estudo, foi investigada a influência da geometria da secção transversal, tendo-

-se verificado que as estruturas com maior eficiência na absorção de energia de impacto eram as preenchidas com espuma de alumínio e com as secções transversais rectangular, do tipo chapéu e do tipo duplo chapéu.

Sun et al. [2010] realizaram um estudo numérico para otimizar a capacidade de absorção de energia de DMS de secção quadrangular e preenchidas com espumas de alumínio, com um gradiente de densidade ao longo do seu comprimento. O comportamento em compressão uniaxial dinâmica destas foi comparado com o de estruturas preenchidas com espumas de alumínio com densidade constante e verificou-se que a capacidade de absorção de energia das primeiras era superior. Mais recentemente, Zhang and Zhang [2013] também investigaram o comportamento de estruturas em espuma de alumínio com gradientes de densidade na direcção de impacto. Neste caso as estruturas eram blocos de espuma de alumínio sujeitas ao impacto de um projectil esférico. Foram testadas várias configurações em termos de gradiente de densidade e concluiu-se que o seu comportamento em termos de capacidade de absorção de energia, comparativamente com estruturas com densidade uniforme, era significativamente melhor. Yin et al. [2013] realizaram um estudo para maximizar a capacidade de absorção de energia e a minimização do pico inicial de força. Os autores chegaram a conclusões semelhantes às dos dois estudos anteriores.

Guo and Yu [2011] realizaram um estudo experimental e numérico sobre o comportamento de tubos cilíndricos submetidos a flexão em três pontos no regime dinâmico. Neste estudo, os autores testaram três tipos de estruturas, nomeadamente tubos ocos, tubos preenchidos com espuma de alumínio e tubos duplos concentricos preenchidos com espuma de alumínio. Comparativamente com os testes no regime *quasi*-estático, no regime dinâmico o modo de deformação das estruturas alterou-se. As estruturas com duplo tubo apresentaram uma maior capacidade de absorção de energia. Zarei and Kruger [2008] realizaram um estudo semelhante para otimizar o comportamento de estruturas com secção quadrangular ocas e preenchidas com espuma de alumínio em carregamentos de flexão dinâmica. Concluíram que a introdução de espumas de alumínio permitiu melhorar a resistência à flexão.

No presente trabalho, fez-se um estudo numérico para optimização da capacidade de absorção de energia de DMS aplicáveis como barras de deformação frontais em automóveis com estrutura do tipo *space frame*. Na figura 7.3 mostra-se a localização destes componentes numa estrutura do tipo *space frame*. Tendo em conta os requisitos actuais de segurança exigidos na indústria automóvel, os construtores têm desenvolvido estruturas preparadas para absorver a energia de um impacto com a deformação de determinadas zonas predefinidas, de modo a manter o mais intacto possível o habitáculo do automóvel. Com este objectivo definiram-se estruturas com diferentes configurações e comparou-se a sua capacidade de absorção de energia, com base nos resultados obtidos numericamente.

7.2 Modelação numérica

Nos ensaios numéricos para previsão do comportamento de DMS, de alumínio e núcleo em espuma de alumínio, em situações de impacto, nomeadamente em compressão uniaxial dinâmica, reproduziram-se, de forma aproximada, as condições reais a que as barras de deformação de um automóvel estão sujeitas. O estudo incidiu exclusivamente na capacidade de absorção de energia das barras de deformação, não tendo sido considerado o comportamento dos componentes adjacentes.

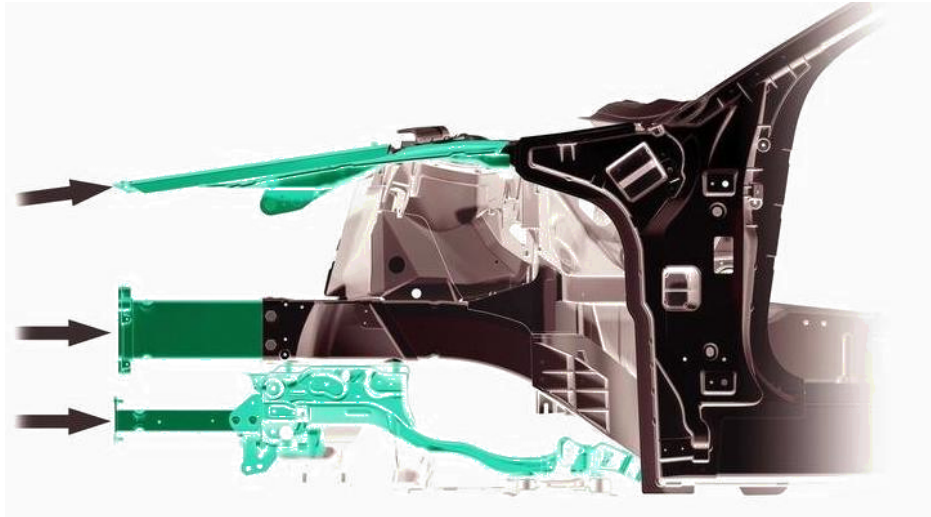


Figura 7.3: Barras de deformação de uma estrutura do tipo *space frame* para absorção da energia num impacto [Int, d].

7.2.1 Definição da geometria das estruturas

Para definir a geometria das estruturas consideraram-se as dimensões normalmente utilizadas nos automóveis para estes componentes. Na literatura, nos estudos com este tipo de estruturas, citados anteriormente [Hanssen et al., 2000b,a], o comprimento médio considerado é de $L = 300$ mm. As geometrias mais comuns para a secção transversal das estruturas são a quadrangular e a circular.

Neste caso, definiram-se como dimensões máximas para as estruturas um comprimento $L = 350$ mm e uma secção transversal com lado $l = 86$ mm ou diâmetro $\varnothing = 86$ mm, para as secções quadrangulares ou circulares, respectivamente. Na figura 7.13 apresentam-se as características gerais dos quatro tipos de secções transversais considerados para a definição dos componentes das estruturas. Os quatro tipos designaram-se por secção Q1, secção Q2, secção C1 e secção C2. As dimensões dos componentes baseados em cada um destes tipos de secção definem-se de um modo geral por $l \times l \times L$, $l \times l \times e \times L$, $\varnothing \times L$ e $\varnothing \times e \times L$, respectivamente. Tendo em conta o facto de um dos objectivos ser a viabilidade de utilização das estruturas propostas nos automóveis actuais optou-se por manter a geometria convencional das secções transversais.

As estruturas definidas dividiram-se em cinco grupos, por tipo de configuração, denominados Tipo A, Tipo B, Tipo C, Tipo D e Tipo E. Nas figuras 7.5, 7.6, 7.7, 7.8, 7.9 e 7.10 apresentam-se as vistas explodidas das estruturas de cada um dos tipos, respectivamente. As estruturas do Tipo A correspondem a configurações mais convencionais e as dos restantes tipos a configurações adaptadas para explorar as potencialidades da utilização de componentes em espumas de alumínio. Para ter uma base de comparação, nas estruturas do Tipo A definiram-se duas com estruturas tubulares ocas semelhantes às utilizadas nos automóveis actuais, nomeadamente as estruturas TA1 e TA2. A estrutura TA5, constituída unicamente por um bloco quadrangular de espuma de alumínio serviu para realizar o estudo de convergência de malha para os componentes deste material e para ter uma estimativa da percentagem de energia absorvida por estes. Na tabela 7.1 apresentam-se as características das várias estruturas, como a sua massa, os seus componentes e respectivas dimensões e material. Nesta tabela só se apresentam os componentes deformáveis. No entanto, em todas as estruturas existem componentes rígidos que funcionam como elementos de ligação quer entre

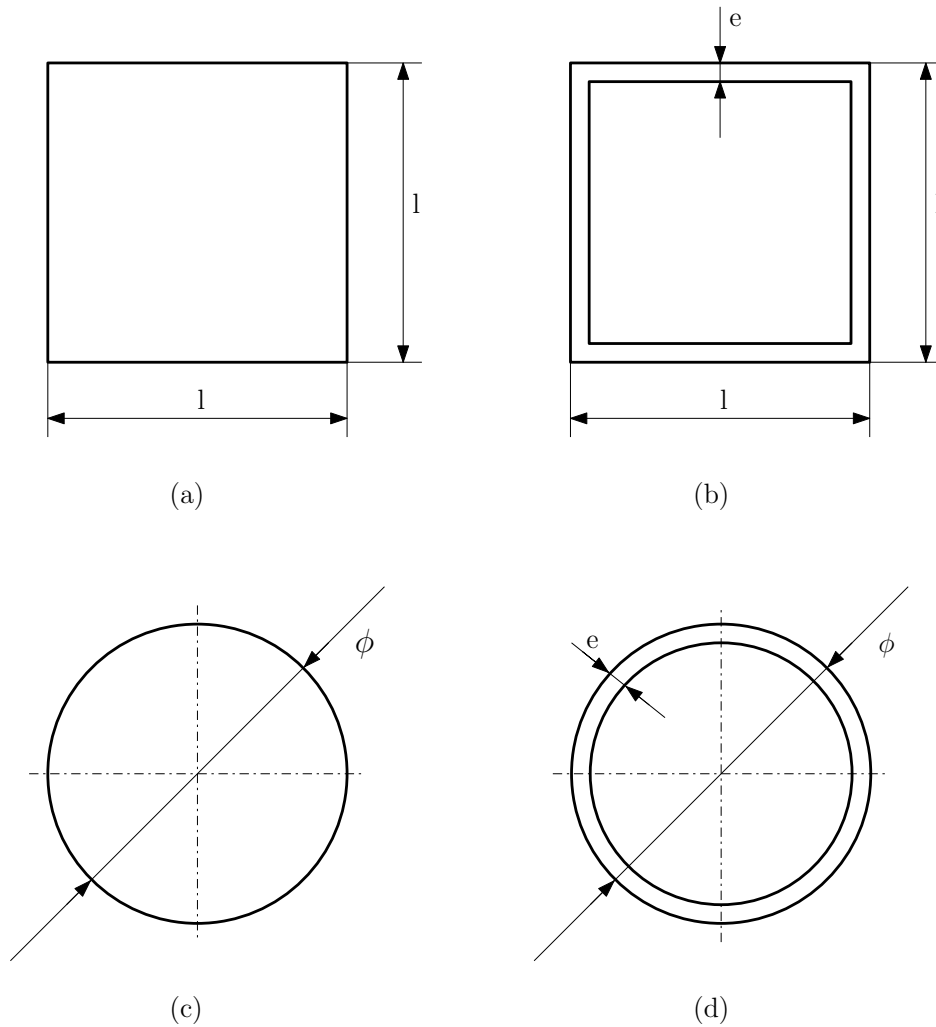


Figura 7.4: Características gerais das secções transversais utilizadas nos componentes das estruturas: (a) secção Q1, (b) secção Q2, (c) secção C1 e (d) secção C2.

componentes deformáveis quer destes com a restante estrutura do automóvel. A massa dos componentes rígidos não foi considerada no cálculo da massa da estrutura.

7.2.2 Modelação do comportamento dos materiais

Os materiais seleccionados para os componentes das estruturas, tal como apresentado na tabela 7.1, foram a liga de alumínio 2024-T3 e, naturalmente, as espuma de alumínio AL-PORAS®. Estes foram os materiais utilizados também nas estruturas do tipo sanduíche dos ensaios de impacto em torre de queda apresentados no capítulo 6.

Na modelação do comportamento dos materiais consideraram-se os mesmos modelos implementados no capítulo 6 e descritos nas secções 6.2.1 e 6.3.2.

7.2.3 Modelação por elementos finitos

Apesar das diferentes configurações das estruturas definidas, a modelação por elementos finitos foi comum a todas e pode apresentar-se de forma geral. Na figura mostram-se esquematicamente as condições de fronteira e de carregamento aplicadas. Na assemblagem

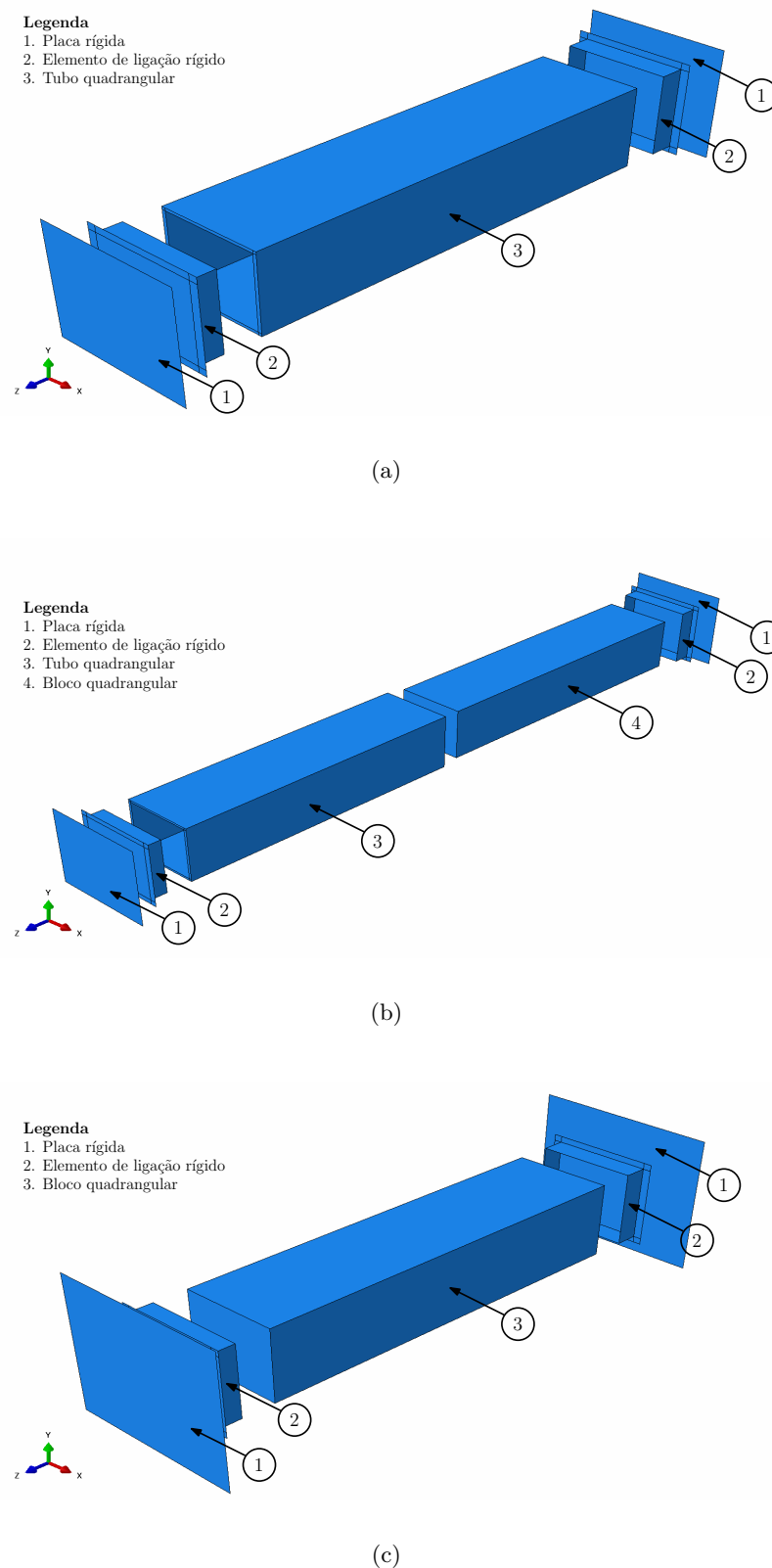


Figura 7.5: Vista explodida das estruturas do Tipo A quadrangulares: (a) estrutura TA1, (b) estrutura TA3, (c) estrutura TA5.

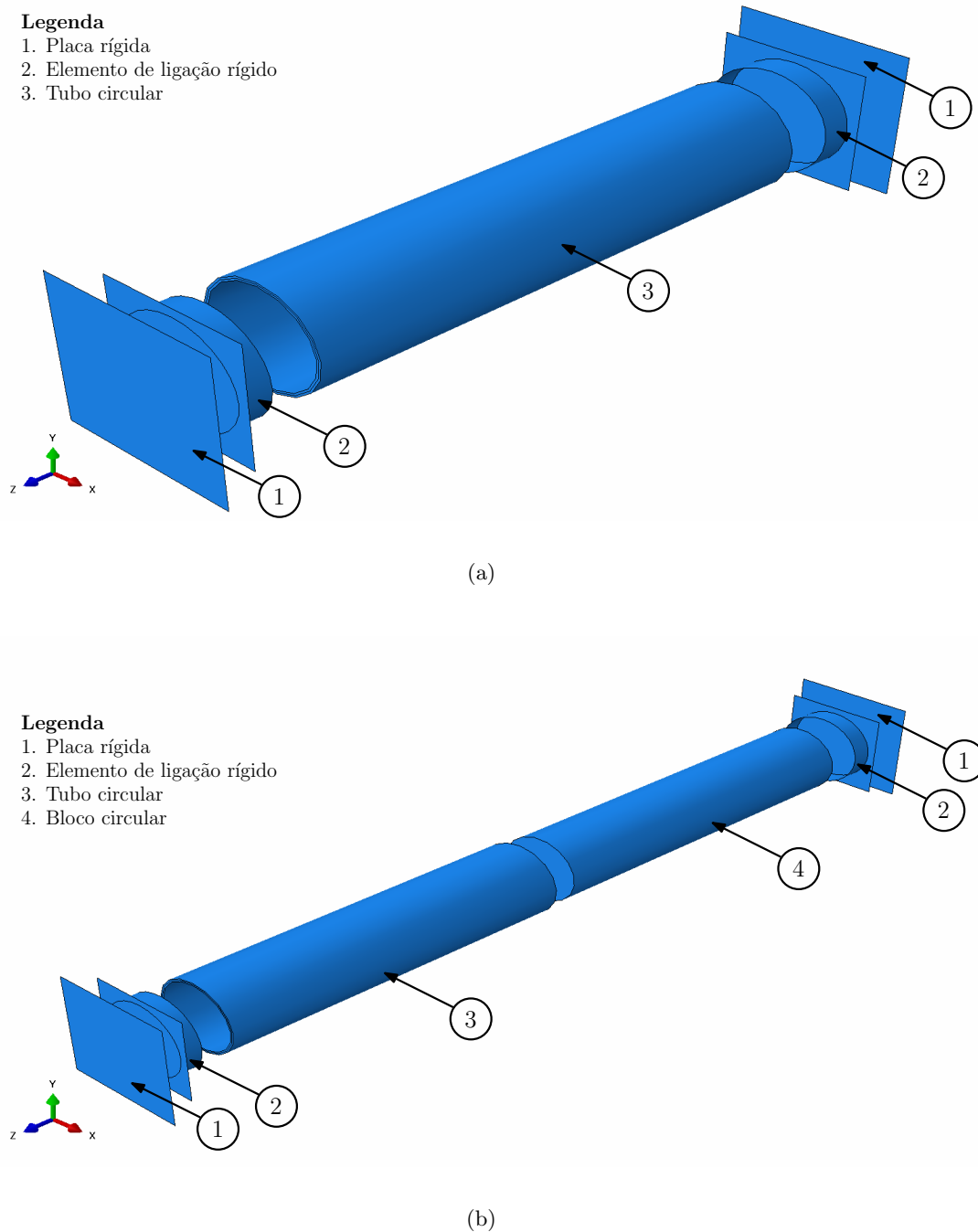
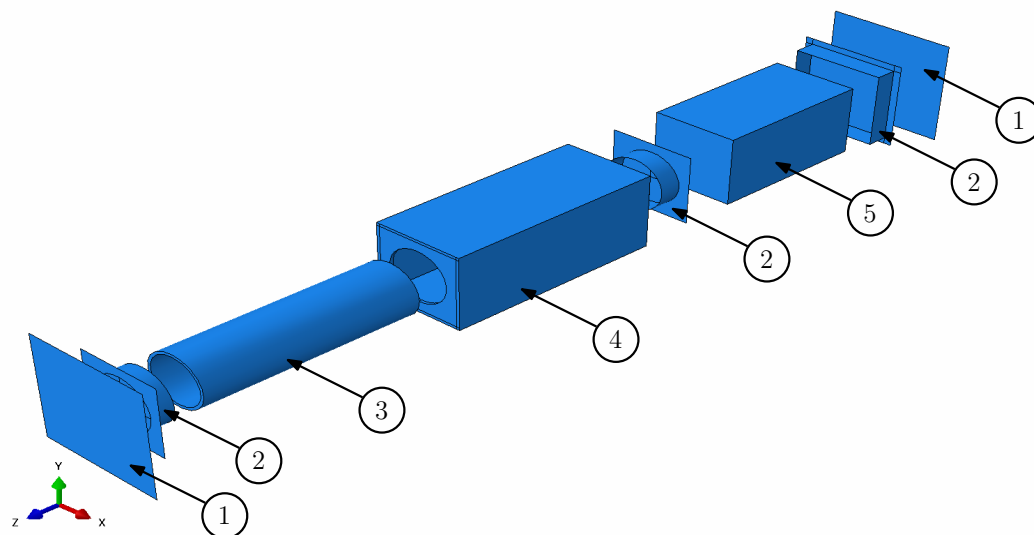


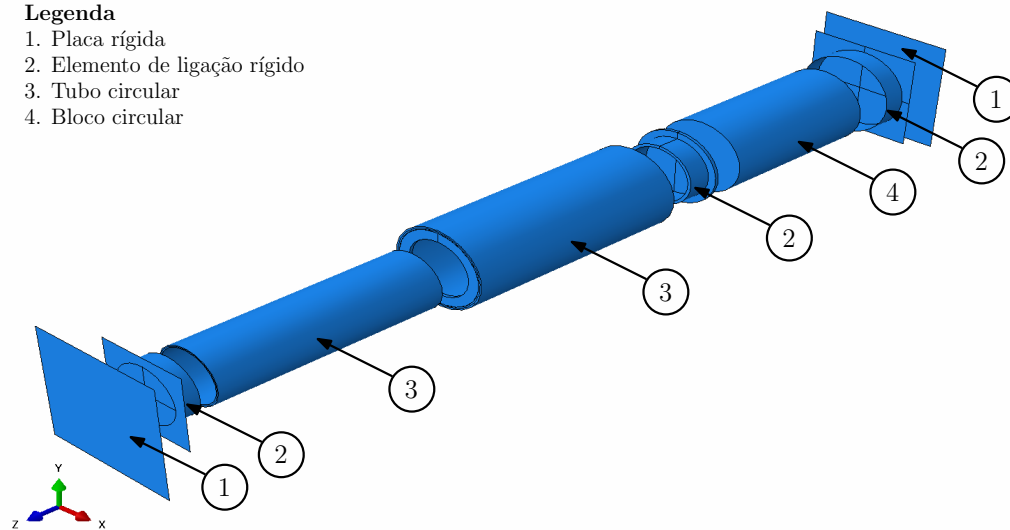
Figura 7.6: Vista explodida das estruturas do Tipo A circulares: (a) estrutura TA2 e (b) estrutura TA4.



(a)

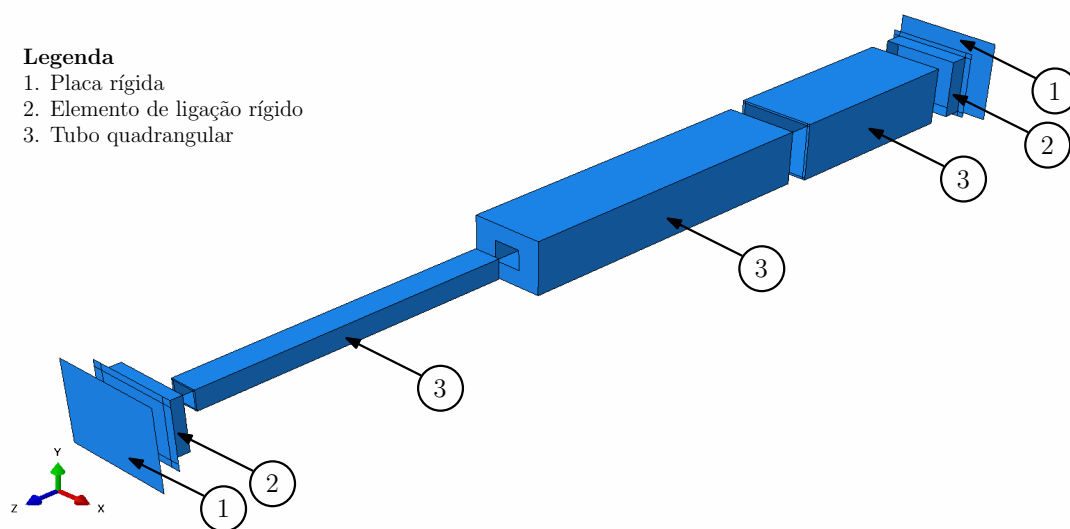
Legenda

- 1. Placa rígida
- 2. Elemento de ligação rígido
- 3. Tubo circular
- 4. Bloco circular

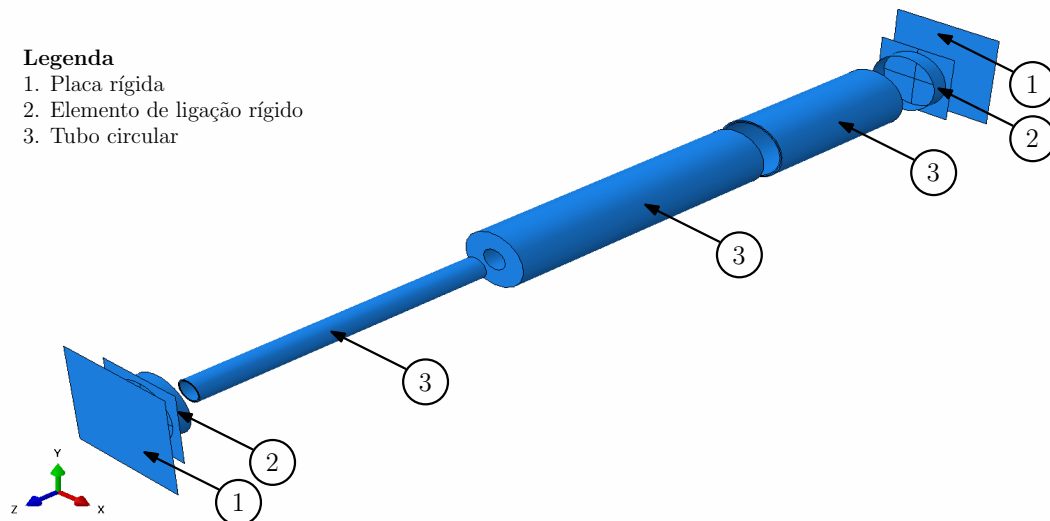


(b)

Figura 7.7: Vista explodida das estruturas do Tipo B: (a) estrutura TB1 e (b) estrutura TB2.

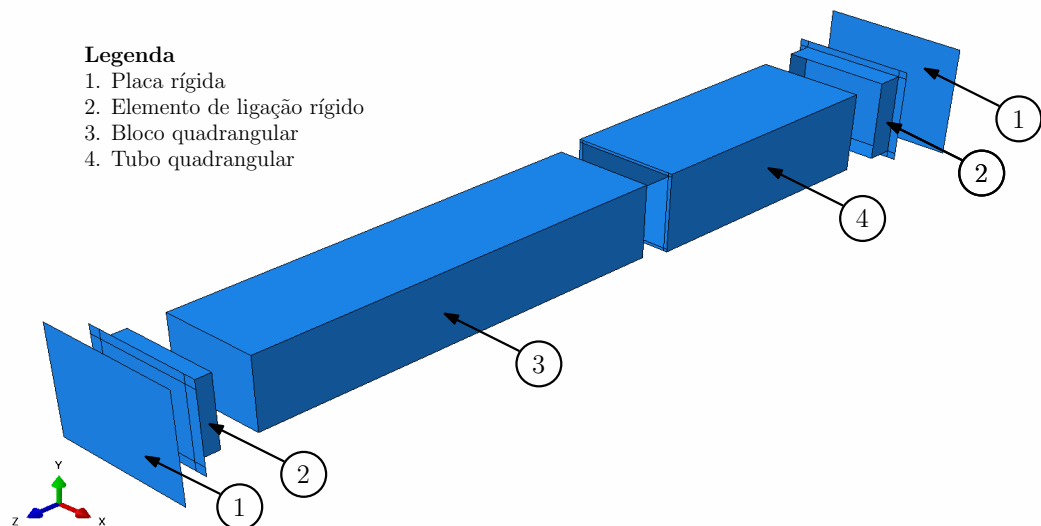


(a)

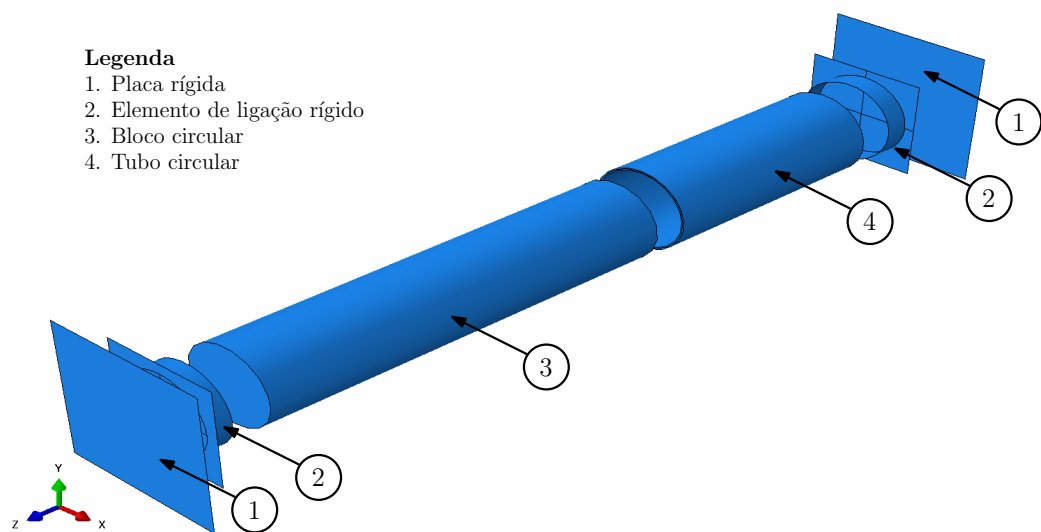


(b)

Figura 7.8: Vista explodida das estruturas do Tipo C: (a) estrutura TC1 e (b) estrutura TC2.

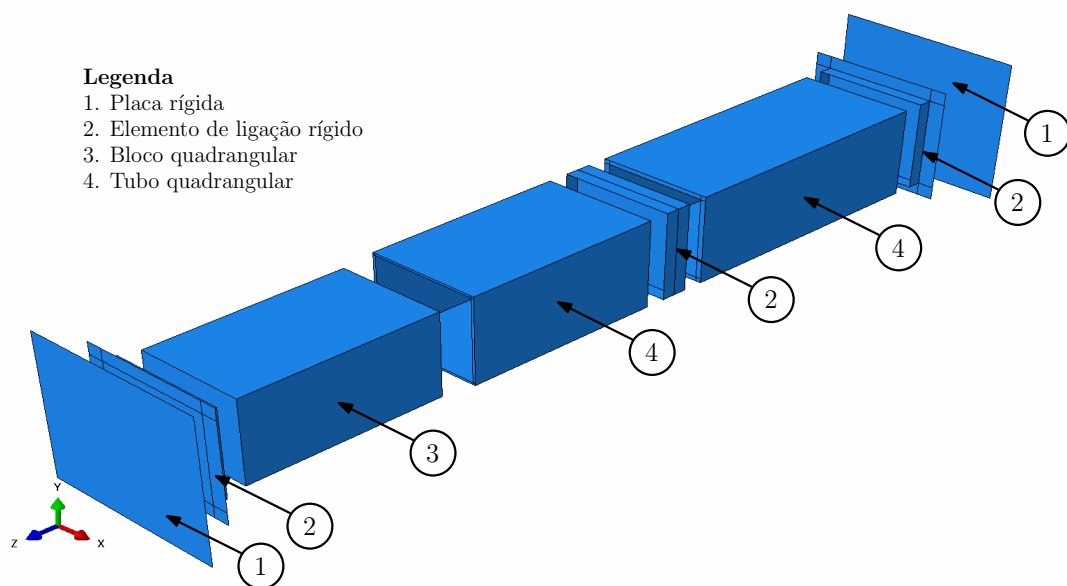


(a)

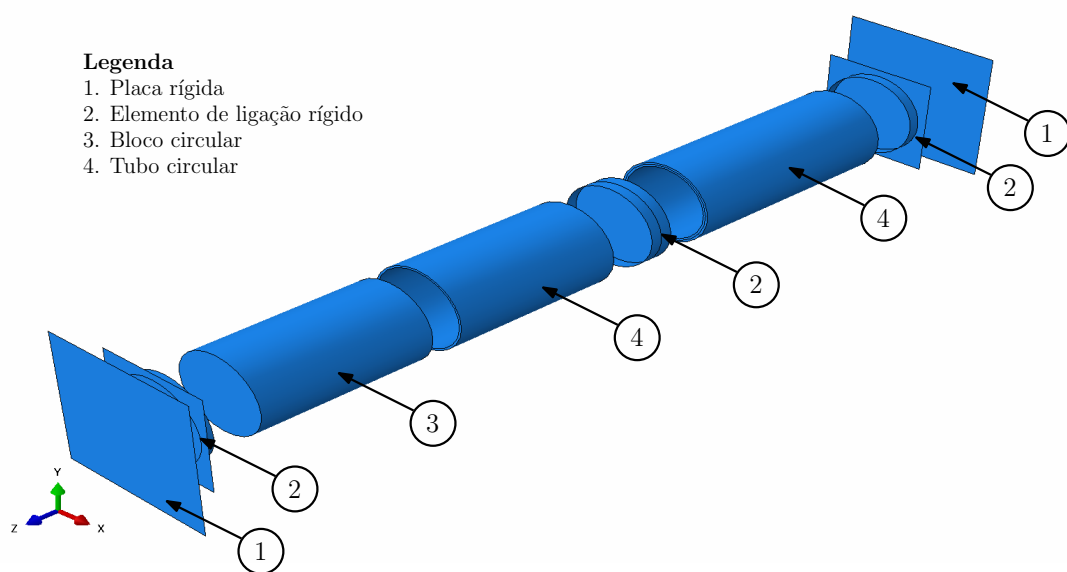


(b)

Figura 7.9: Vista explodida das estruturas do Tipo D: (a) estrutura TD1 e (b) estrutura TD2.



(a)



(b)

Figura 7.10: Vista explodida das estruturas do Tipo E: (a) estrutura TE1 e (b) estrutura TE2.

Tabela 7.1: Características das estruturas desenvolvidas para absorção de energia de impacto.

Tipo	Designação	Componentes	Secção transversal	Dimensões [mm]	Material	Massa [kg]
Tipo A	TA1	Tubo quadrangular	Q2	$86 \times 86 \times 3 \times 350$	AA2024-T3	0,9656
	TA2	Tubo circular	C2	$\varnothing 86 \times 3 \times 350$	AA2024-T3	0,7584
	TA3	Tubo quadrangular	Q2	$86 \times 86 \times 3 \times 350$	AA2024-T3	1,5256
		Bloco quadrangular	Q1	$80 \times 80 \times 350$	ALPORAS	
	TA4	Tubo circular	C2	$\varnothing 86 \times 3 \times 350$	AA2024-T3	1,1982
		Bloco circular	C1	$\varnothing 86 \times 350$	ALPORAS	
	TA5	Bloco quadrangular	Q1	$86 \times 86 \times 3 \times 350$	ALPORAS	0,56
Tipo B	TB1	Tubo quadrangular	Q2	$86 \times 86 \times 3 \times 200$	AA2024-T3	0,9937
		Tubo circular	C2	$\varnothing 60 \times 2 \times 200$	AA2024-T3	
		Bloco quadrangular	Q1	$80 \times 80 \times 150$	ALPORAS	
	TB2	Tubo circular	C2	$\varnothing 86 \times 3 \times 200$	AA2024-T3	0,8238
		Bloco circular	C1	$\varnothing 80 \times 150$	ALPORAS	
Tipo C	TC1	Tubo quadrangular	Q2	$86 \times 86 \times 3 \times 200$	AA2024-T3	1,2502
		Tubo quadrangular	Q2	$30 \times 30 \times 2 \times 350$	AA2024-T3	
		Tubo quadrangular	Q2	$80 \times 80 \times 25 \times 350$	ALPORAS	
	TC2	Tubo circular	C2	$\varnothing 86 \times 3 \times 200$	AA2024-T3	0,9819
		Tubo circular	C2	$\varnothing 30 \times 2 \times 350$	AA2024-T3	
		Tubo circular	C2	$\varnothing 80 \times 25 \times 350$	ALPORAS	
Tipo D	TD1	Tubo quadrangular	Q2	$86 \times 86 \times 3 \times 200$	AA2024-T3	1,1118
		Bloco quadrangular	Q1	$80 \times 80 \times 350$	ALPORAS	
	TD2	Tubo circular	C2	$\varnothing 86 \times 3 \times 200$	AA2024-T3	0,8732
		Bloco circular	C1	$\varnothing 80 \times 350$	ALPORAS	
Tipo E	TE1	Tubo quadrangular	Q2	$86 \times 86 \times 4 \times 200$	AA2024-T3	1,2582
		Tubo quadrangular	Q2	$86 \times 86 \times 2 \times 150$	AA2024-T3	
		Bloco quadrangular	Q1	$82 \times 82 \times 150$	ALPORAS	
	TE2	Tubo circular	C2	$\varnothing 86 \times 4 \times 200$	AA2024-T3	0,9882
		Tubo circular	C2	$\varnothing 86 \times 2 \times 150$	AA2024-T3	
		Bloco circular	C1	$\varnothing 82 \times 150$	ALPORAS	

considerou-se um referencial ortogonal ($Oxyz$) sendo o eixo Oz coincidente com o eixo da estrutura e com a direcção de impacto.

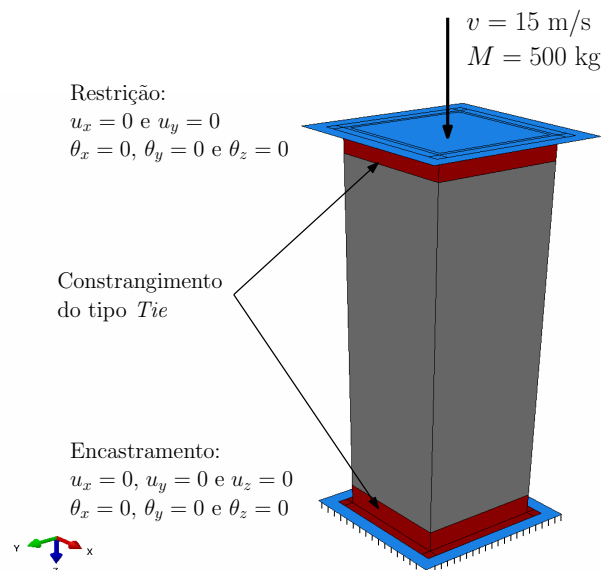


Figura 7.11: Esquema das condições de fronteira e de carregamento aplicadas nos ensaios.

A placa rígida e o componente de ligação rígido no extremo oposto ao impacto foram encastrados. Nos componentes homólogos localizados na zona de impacto restringiram-se as rotações e os deslocamentos em todas as direcções, excepto o deslocamento na direcção do movimento de impacto, nomeadamente a direcção Oz . Nesta última placa rígida aplicou-se também um campo predefinido de velocidade, com valor inicial de 15 m/s e atribuiu-se uma massa pontual de valor igual a 500 kg, que corresponde, aproximadamente, a metade do peso de um automóvel. Normalmente, um automóvel possui duas estruturas para absorção da energia de impacto na zona frontal, denominadas barras de deformação frontais, daí a massa aplicada ser sensivelmente igual a metade do peso de um automóvel.

As interações entre os vários componentes de cada estrutura foram definidas pelo algoritmo de contacto geral com a opção de contacto do tipo tangencial sem atrito, disponível no AbaqusTM/Explicit. A junção entre os elementos rígidos de ligação e os componentes deformáveis foi modelada por um constrangimento do tipo *tie*.

Para a malha de elementos finitos dos componentes rígidos, nomeadamente das placas e dos elementos de ligação, seleccionaram-se elementos discretos rígidos tridimensionais lineares, quadrangulares, com quatro nós (denominados R3D4 na livreria do AbaqusTM). Na malha de elementos finitos dos componentes deformáveis quer os de alumínio quer os de espuma de alumínio foram utilizados elementos hexaédricos lineares de oito nós, com integração reduzida e controlo dos modos de energia nula (denominados C3D8R na livreria do AbaqusTM).

7.2.4 Estudo de convergência de malha

Para definir a dimensão média dos elementos finitos dos componentes deformáveis das estruturas realizou-se um estudo de convergência de malha. Para este estudo seleccionaram-se estruturas TA2 e TA5, que representam os componentes tubulares ocos de alumínio e os blocos de espuma de alumínio, e as secções transversais circular e quadrangular, respectivamente.

No caso da estrutura TA2 realizaram-se quatro ensaios com malhas de elementos finitos de dimensões médias iguais a 2, 3, 4 e 5 mm, os quais se designaram por TA2a, TA2b, TA2c e

TA2d, respectivamente. Na figura apresentam-se as curvas força-tempo destes quatro ensaios. Da análise do gráfico verifica-se que os resultados obtidos com elementos de qualquer uma das dimensões médias ensaiadas são semelhantes. Assim, optou-se por utilizar elementos com dimensão média de 5 mm em todos os componentes tubulares de alumínio.

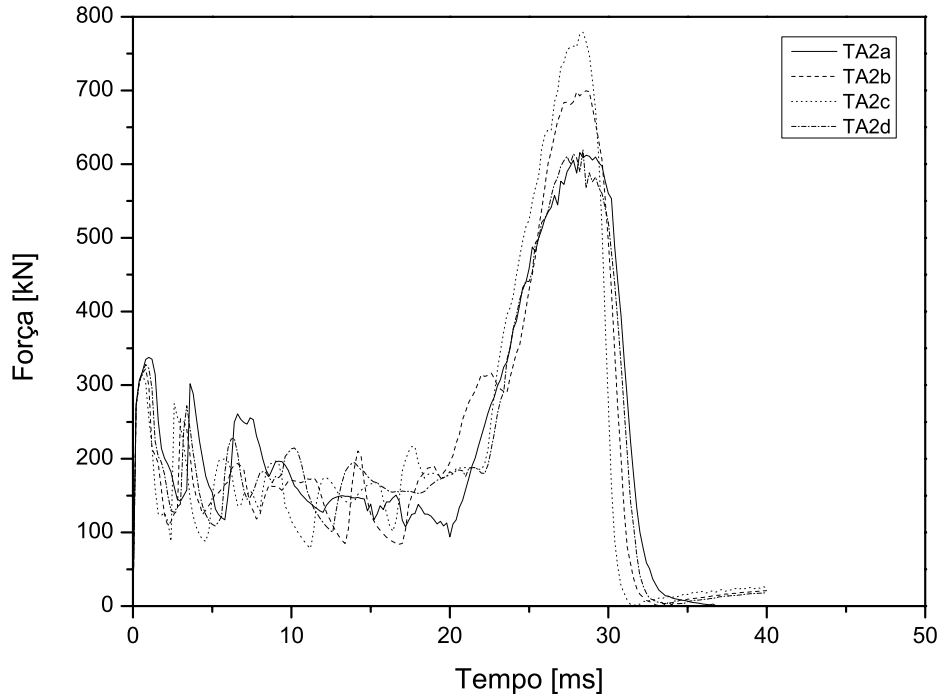


Figura 7.12: Curvas força-tempo dos ensaios TA2a, TA2b, TA2c e TA2d, correspondentes ao estudo de convergência de malha dos componentes tubulares de alumínio.

Para a estrutura TA5 definiram-se malhas de elementos finitos de dimensões médias iguais a 2, 3 e 4 mm, correspondentes aos ensaios denominados TA5a, TA5b e TA5c, respectivamente. Na figura apresenta-se o gráfico com as curvas força-tempo dos três ensaios, no qual se observa que são praticamente coincidentes. Portanto, mais uma vez se optou pela malha de elementos finitos de maior dimensão média, ou seja os elementos de 4 mm.

Nas figuras 7.14, 7.15, 7.16, 7.17 e 7.18 mostram-se imagens das malhas de elementos finitos aplicadas às estruturas do Tipo A, Tipo B, Tipo C, Tipo D e Tipo E, respectivamente, com elementos de dimensões médias iguais às definidas no estudo de convergência de malha.

7.3 Resultados

Para a análise dos resultados obtidos nos ensaios numéricos utilizou-se a mesma terminologia adoptada por Hanssen et al. [1999]. Estes autores analisaram o comportamento de DMS de alumínio com núcleo em espuma de alumínio com base nas curvas força-deslocamento ($F - d$) obtidas em ensaios experimentais de compressão uniaxial. A partir dessas curvas determinaram um conjunto de parâmetros para poderem comparar a eficiência na absorção de energia de impacto das várias estruturas, incluindo dois parâmetros adimensionais..

Com a integração da curva força-deslocamento no intervalo entre zero e um determinado valor de deslocamento, d , obtém-se a energia absorvida $E(d)$, ou seja

$$E(d) = \int_0^d F(z)dz. \quad (7.2)$$

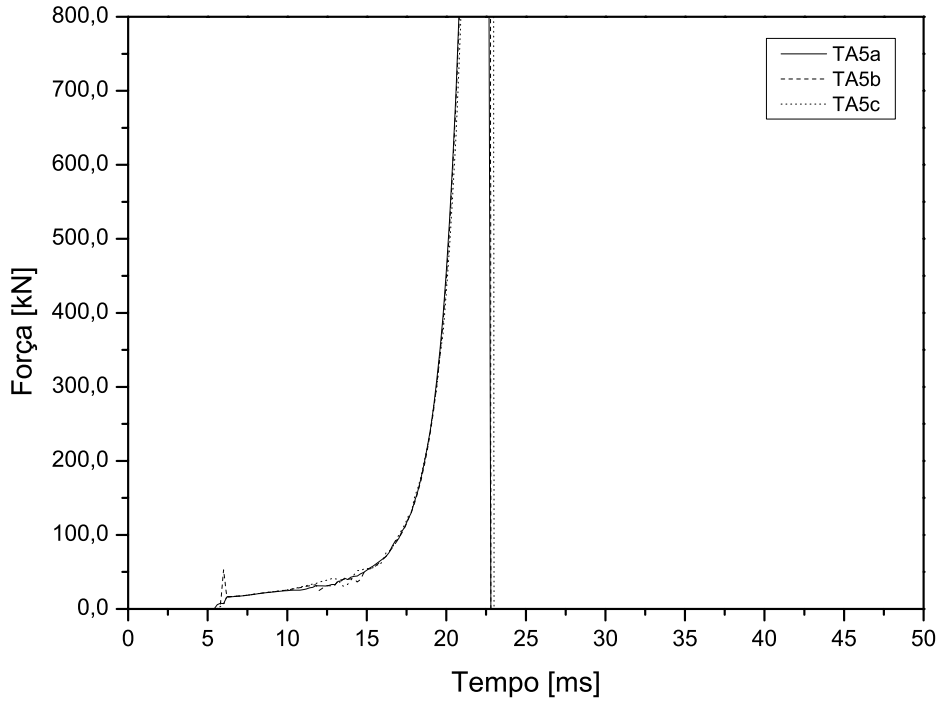


Figura 7.13: Curvas força-tempo dos ensaios TA5a, TA5b e TA5c, correspondentes ao estudo de convergência de malha dos componentes de espuma de alumínio.

A força máxima, F_{\max} , e a força média, F_{med} correspondem aos valores máximo e médio da força no intervalo $[0, d]$, respectivamente. A força média, F_{med} , determina-se pela expressão

$$F_{\text{med}} = \frac{E(d)}{d}. \quad (7.3)$$

A eficiência da força de esmagamento, A_E , determina-se pelo rácio entre a energia realmente absorvida para um determinado valor de deslocamento e a energia absorvida por uma estrutura ideal, e pode calcular-se pelo quociente entre a força média e a força máxima,

$$A_E(d) = \frac{F_{\text{med}}(d)}{F_{\max}(d)}. \quad (7.4)$$

A capacidade de absorção de energia da estrutura pode analisar-se pela eficiência da força de esmagamento, A_E , que nunca pode ser superior a 100%, mas quanto mais próxima deste valor melhor. A eficiência total, T_E , é proporcional ao quociente entre a energia absorvida e a força máxima e define-se como

$$T_E(d) = \frac{E(d)}{F_{\max}(d)L}, \quad (7.5)$$

em que L é o comprimento inicial da estrutura. O valor máximo da eficiência total indica o valor máximo de deformação aconselhável para a estrutura absorver energia de forma eficiente. Com o valor do deslocamento correspondente ao valor máximo da eficiência total pode determinar-se outro parâmetro designado por distância de esmagamento efectiva, S_E , que é igual a

$$S_E(d) = \frac{d_{(T_{E\max})}}{L}. \quad (7.6)$$

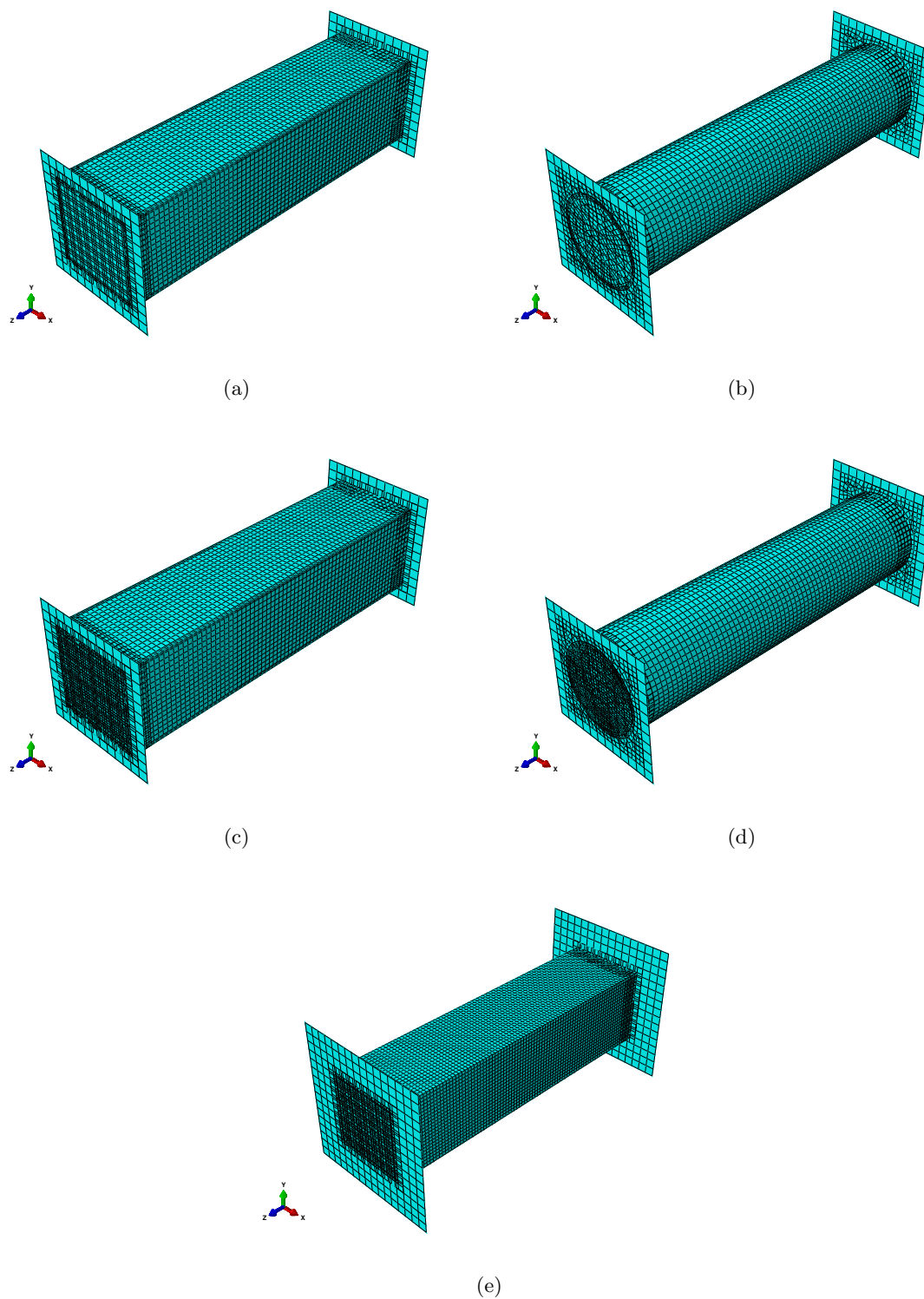


Figura 7.14: Malha de elementos finitos das estruturas do Tipo A: (a) estrutura TA1, (b) estrutura TA2, (C) estrutura TA3, (D) estrutura TA4 e (e) estrutura TA5.

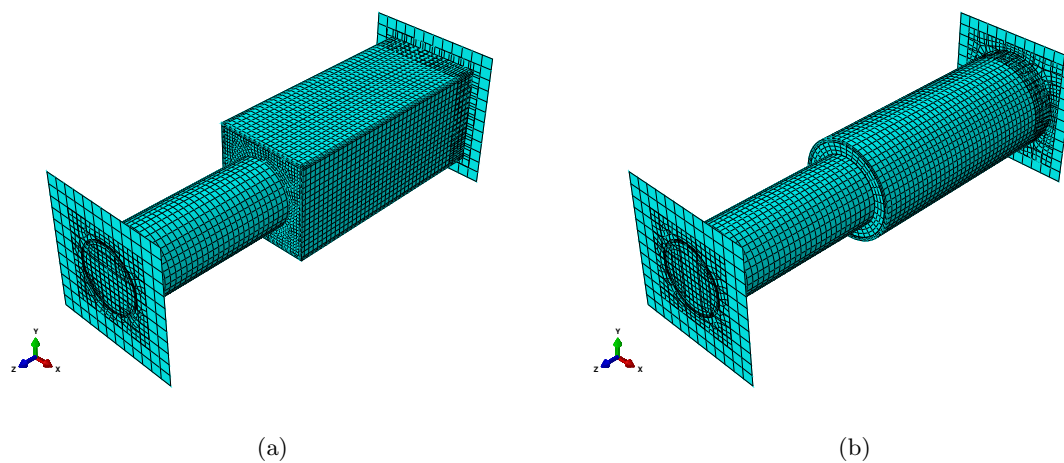


Figura 7.15: Malha de elementos finitos das estruturas do Tipo B: (a) estrutura TB1 e (b) estrutura TB2.

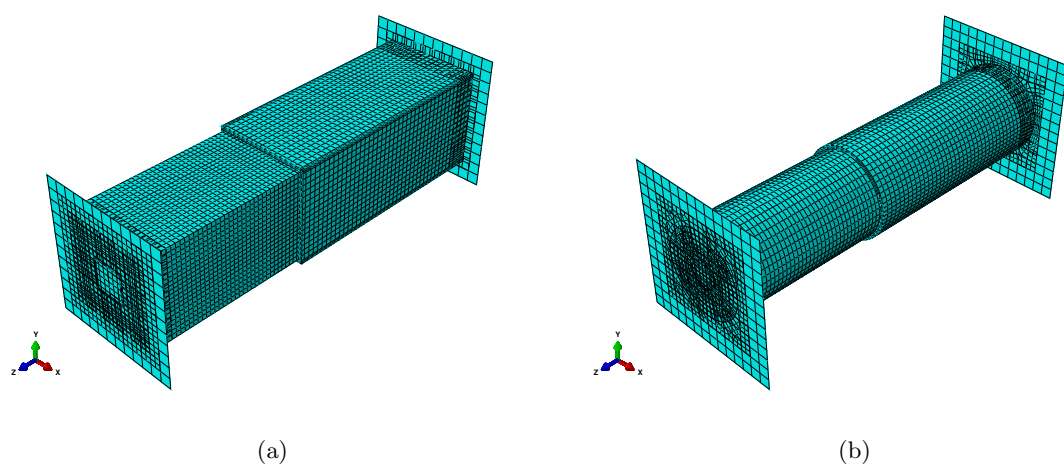


Figura 7.16: Malha de elementos finitos das estruturas do Tipo C: (a) estrutura TC1 e (b) estrutura TC2.

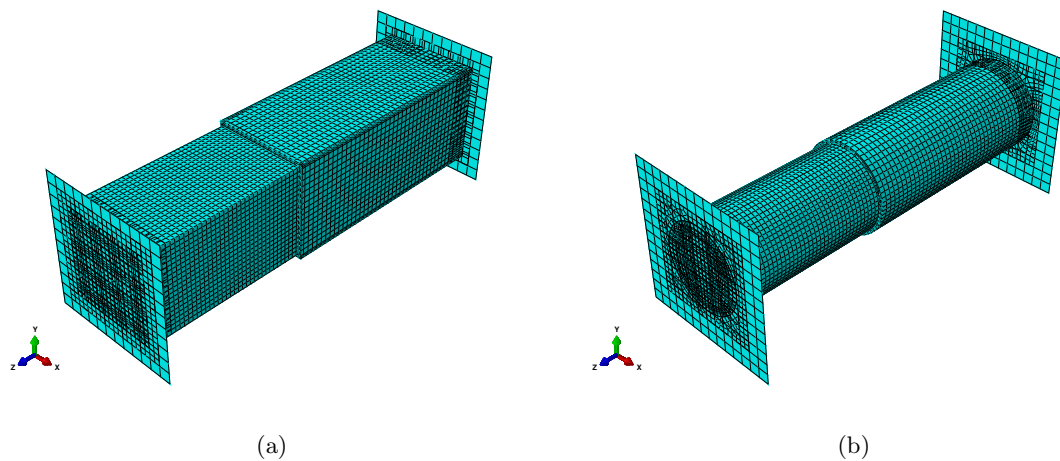


Figura 7.17: Malha de elementos finitos das estruturas do Tipo D: (a) estrutura TD1 e (b) estrutura TD2.

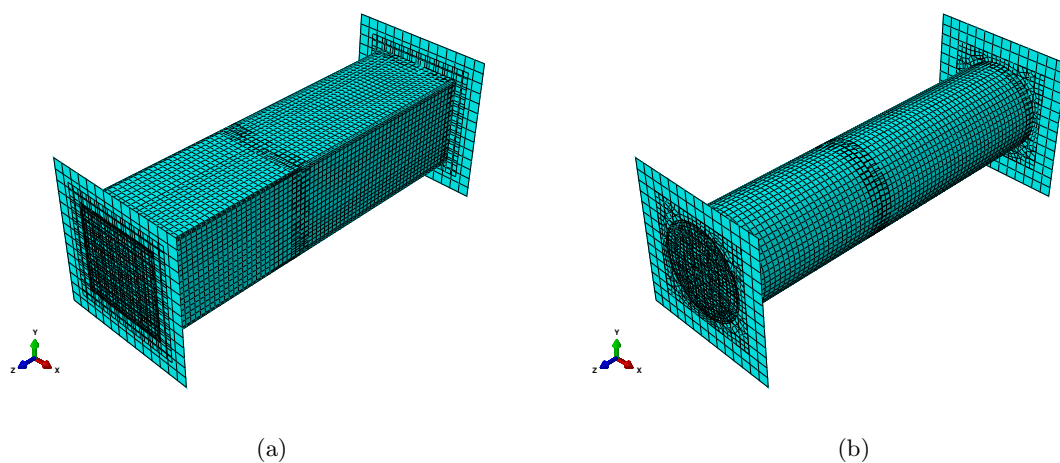


Figura 7.18: Malha de elementos finitos das estruturas do Tipo E: (a) estrutura TE1 e (b) estrutura TE2.

A utilização de uma estrutura para deformações superiores à representada pela distância de esmagamento efectiva não se justifica, porque os valores da força poderão ser muito elevados.

Uma estrutura projectada para absorver energia num impacto tem de ter a capacidade de absorver a totalidade da energia. No caso concreto de um automóvel, pretende-se que a estrutura do veículo absorva toda a energia e de uma forma controlada. Nas secções seguintes apresentam-se os gráficos com os resultados obtidos e respectiva análise.

7.3.1 Deformadas

Os valores da máxima redução do comprimento (MRC) de cada uma das estruturas ensaiadas apresentam-se na tabela 7.2 e na figura 7.19. Como se pode observar as estruturas que tiveram menor e maior valor de MRC foram a TA3 e a TA5, respectivamente. As estruturas TA3 e TA4, que correspondem, respectivamente, às estruturas tubulares quadrangular e circular preenchidas com espuma de alumínio, obtiveram valores de MRC 25,5 e 14,8% inferiores em relação às suas homólogas ocas, as estruturas TA1 e TA2. O valor médio da MRC foi de 258,2 mm ou 73,8%.

As deformadas e imagens de isovalores da tensão equivalente de von Mises apresentam-se nas figuras 7.20 a 7.24.

Tabela 7.2: Valores da máxima redução de comprimento de cada uma das estruturas.

Estrutura	Redução de comprimento	
	[mm]	[%]
TA1	280,4	80,1
TA2	268,3	76,7
TA3	209,0	59,7
TA4	228,8	65,4
TA5	314,2	89,8
TB1	264,2	75,5
TB2	270,6	77,3
TC1	236,5	67,6
TC2	253,0	72,3
TD1	271,9	77,7
TD2	274,1	78,3
TE1	235,0	67,1
TE2	250,3	71,5

7.3.2 Curvas força-deslocamento

Para uma estrutura absorver a energia de forma eficiente, se se observar a expressão 7.4, a força média e a força máxima têm de ser o mais próximas possível. Para isso acontecer é necessário que na curva força-deslocamento os valores da força durante a deformação da estrutura sejam constantes. Por este motivo, muitas estruturas projectadas para aplicações de impacto têm zonas com pequenos defeitos para despoletar o início da deformação com valores de força mais baixos, eliminando assim um possível pico inicial com valor elevado.

Na figura 7.25 apresentam-se as curvas força-deslocamento obtidas nos ensaios numéricos com as várias estruturas definidas. Da análise do gráfico verifica-se que todas as curvas têm um pico elevado no final, à excepção das correspondentes às estruturas TA3, TA4, TE1 e

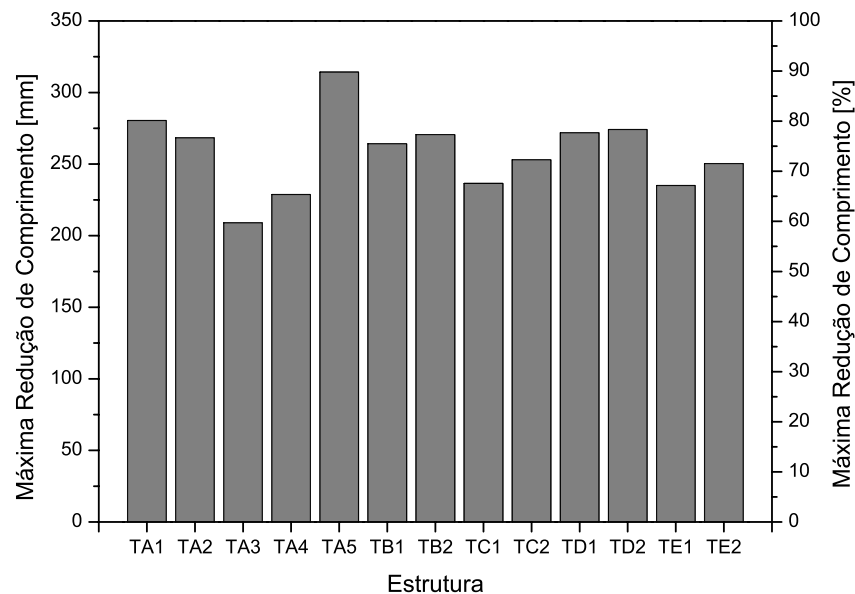


Figura 7.19: Máxima redução de comprimento das várias estruturas.

TE2. Este facto indica que as estruturas não tiveram capacidade para absorver mais energia na fase inicial e ao terem de absorver uma quantidade de energia considerável numa fase em que já estavam bastante deformadas, ou seja com maior resistência à deformação, o valor da força aumentou muito. Um caso evidente deste fenómeno é o da estrutura TB1, em que na fase inicial os valores da força são muito reduzidos e no fim apresenta um pico com um valor extremamente elevado. Na fase inicial esta estrutura absorveu a energia quase exclusivamente com a deformação do componente em espuma de alumínio e assim que este atingiu a deformação máxima a restante energia (a maior parte) teve de ser absorvida pelos outros componentes. As estruturas TA3 e TA4 foram as que apresentaram as curvas com valores de força mais constantes durante toda a deformação e sem pico elevado no final. A estrutura TA5, composta unicamente por um bloco de espuma de alumínio, era a estrutura com menor resistência e, portanto, os valores da força mantiveram-se baixos até valores de deslocamento de cerca de 275 mm, originando um pico final extremamente elevado. Se se observar o gráfico no intervalo de deslocamento entre 0 e 100 mm, as curvas em que se verificam menores valores da força são aquelas que apresentam maiores picos na fase final. Daqui se conclui que as estruturas que apresentam uma resistência à deformação mais equilibrada durante o impacto permitem manter os níveis de força mais baixos e constantes.

A resistência à deformação da estrutura depende essencialmente de dois factores, nomeadamente da área da secção transversal e da resistência mecânica dos materiais. Portanto, nas estruturas onde a curva apresentou um pico elevado na fase final era necessário aumentar a sua resistência, com o aumento da área de secção transversal ou seleccionar materiais com maior resistência mecânica. No entanto, se este aumento não for bem dimensionado pode originar o efeito inverso, ou seja, o aparecimento de um pico na fase inicial do impacto e valores mais baixos no fim. Neste caso, poder-se-ia colocar um defeito numa determinada zona que despoletasse o início da deformação com valores de força mais baixos. Outra solução pode passar por melhorar a capacidade de deformação das estruturas com o aumento do seu comprimento. Contudo, esta solução pode causar o aparecimento de problemas de encurvadura.

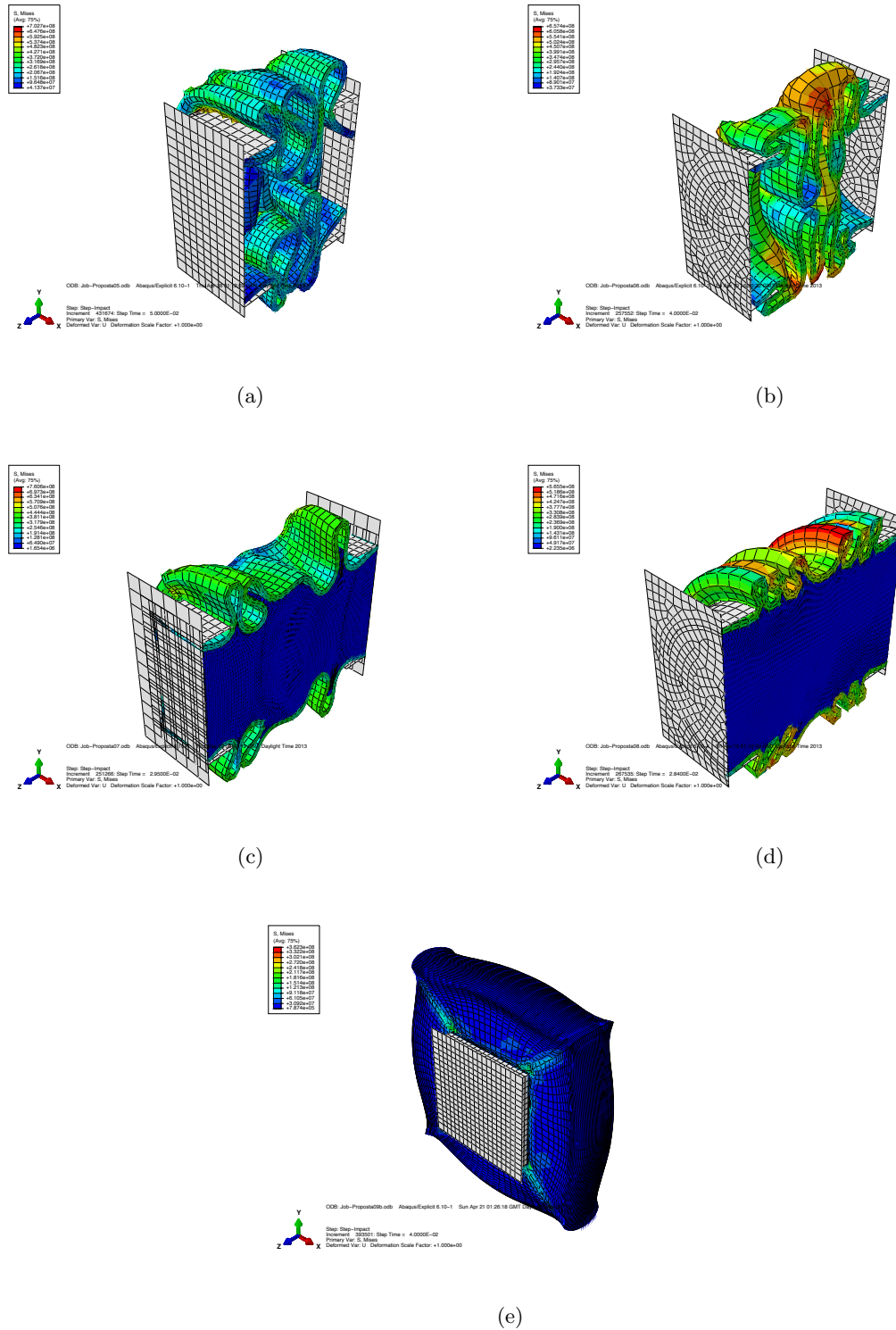


Figura 7.20: Deformadas obtidas nos ensaios das estruturas do Tipo A: (a) estrutura TA1, (b) estrutura TA2, (c) estrutura TA3, (d) estrutura TA4 e (e) estrutura TA5.

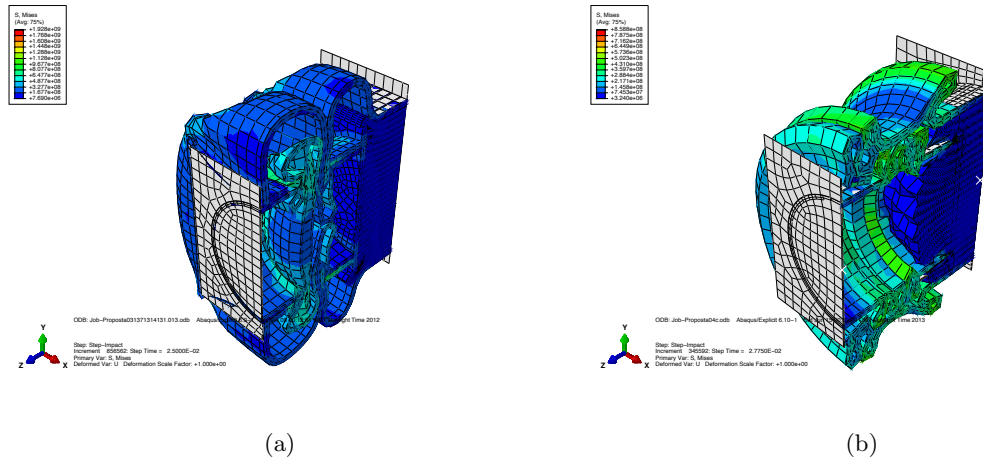


Figura 7.21: Deformadas obtidas nos ensaios das estruturas do Tipo B: (a) estrutura TB1 e (b) estrutura TB2.

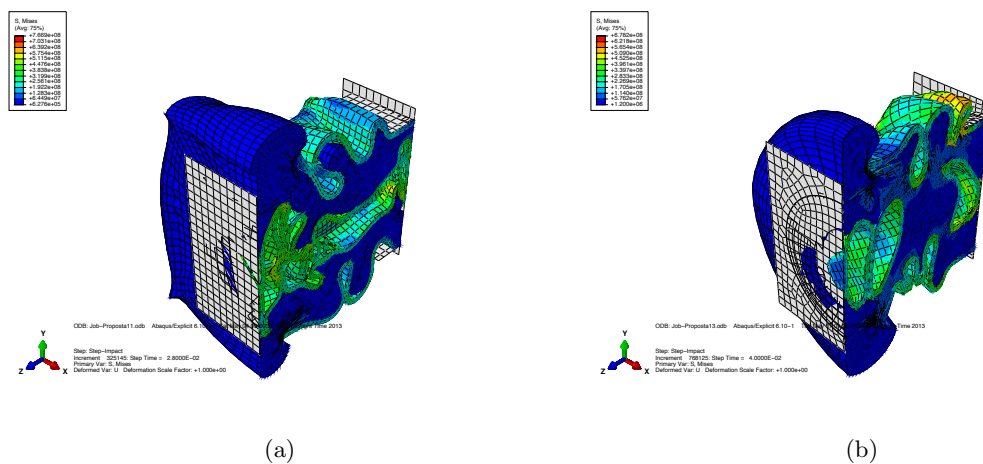


Figura 7.22: Deformadas obtidas nos ensaios das estruturas do Tipo C: (a) estrutura TC1 e (b) estrutura TC2.

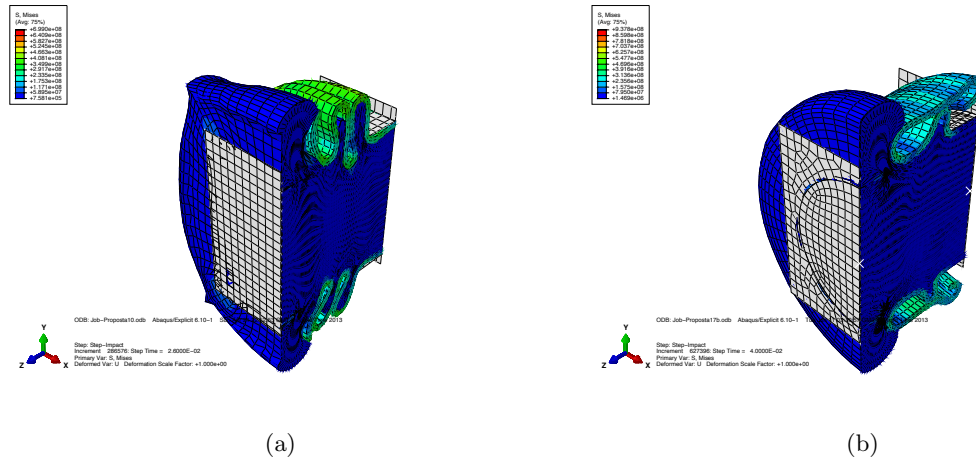


Figura 7.23: Deformadas obtidas nos ensaios das estruturas do Tipo D: (a) estrutura TD1 e (b) estrutura TD2.

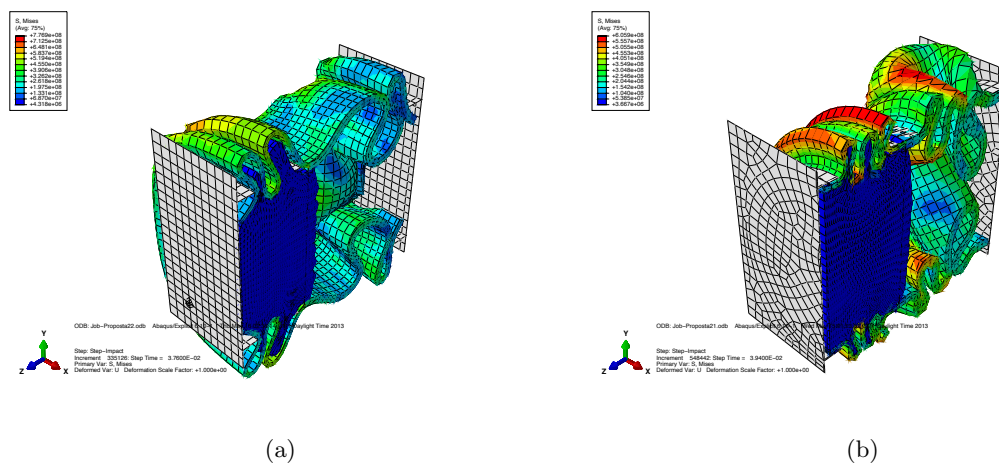


Figura 7.24: Deformadas obtidas nos ensaios das estruturas do Tipo E: (a) estrutura TE1 e (b) estrutura TE2.

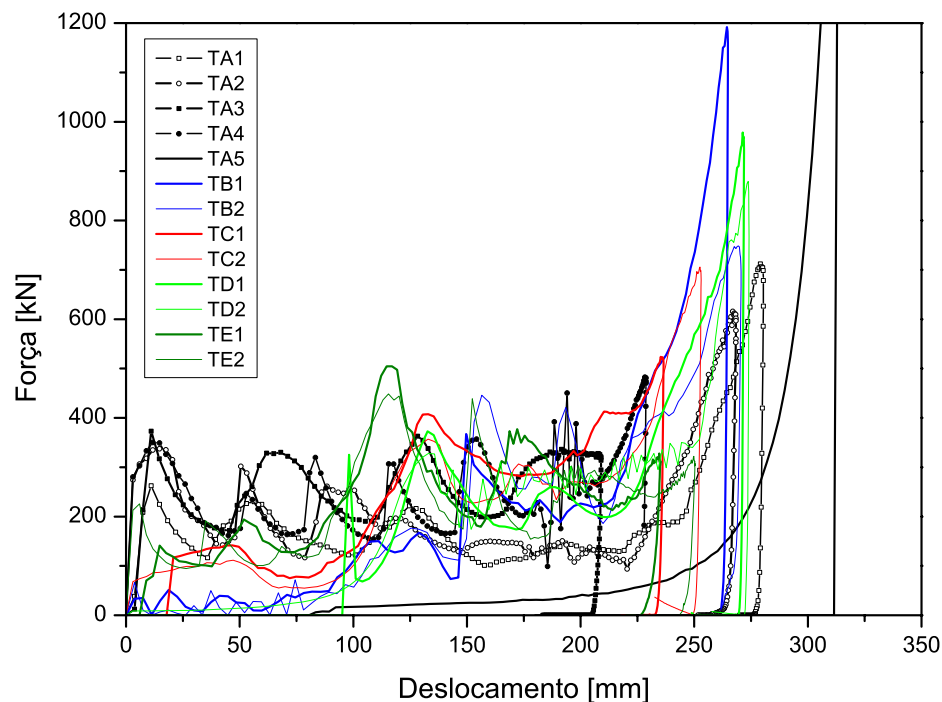


Figura 7.25: Curvas força-deslocamento de todos os ensaios.

As curvas força-deslocamento foram calculadas a partir das curvas aceleração-tempo e deslocamento-tempo, medidas no ponto de referência aplicado na placa rígida móvel. Na figura 7.26 mostram-se as curvas aceleração-tempo de todos os ensaios. Neste gráfico pode observar-se que a duração do impacto nas várias estruturas variou entre os 25 e os 35 ms, aproximadamente. Na fase inicial, o valor médio da aceleração registada na maior parte das estruturas foi de aproximadamente 40g. A duração dos picos de aceleração, na fase final, foi de cerca de 5 ms e o seu valor, em alguns casos, foi elevado, chegando a atingir os 240g no caso da estrutura TB1.

7.3.3 Curvas energia específica mássica-deslocamento

Como as estruturas definidas tinham diversas configurações a sua massa variou bastante. Na tabela 7.1 pode observar-se que esta tinha valores mínimo e máximo de 0,560 e 1,526, para as estruturas TA5 e TA3, respectivamente. Assim, para avaliar a capacidade de absorção de energia das várias estruturas analisaram-se as curvas da energia específica mássica-deslocamento, que se apresentam na figura 7.27. Da análise do gráfico verifica-se que a capacidade de absorção de energia por unidade de massa das várias estruturas é bastante díspar. As estruturas do Tipo A, à excepção da TA5, foram as que apresentaram maior capacidade de absorção de energia por unidade de massa, seguidas das estruturas do Tipo E. Em todos os tipos de estruturas as de secção transversal circular mostraram ter maior capacidade de absorção de energia por unidade de massa, comparativamente com as estruturas homólogas de secção transversal quadrangular. Em termos de massa, as primeiras tinham em média menos 21% de massa relativamente às segundas, o que se considera uma diferença significativa.

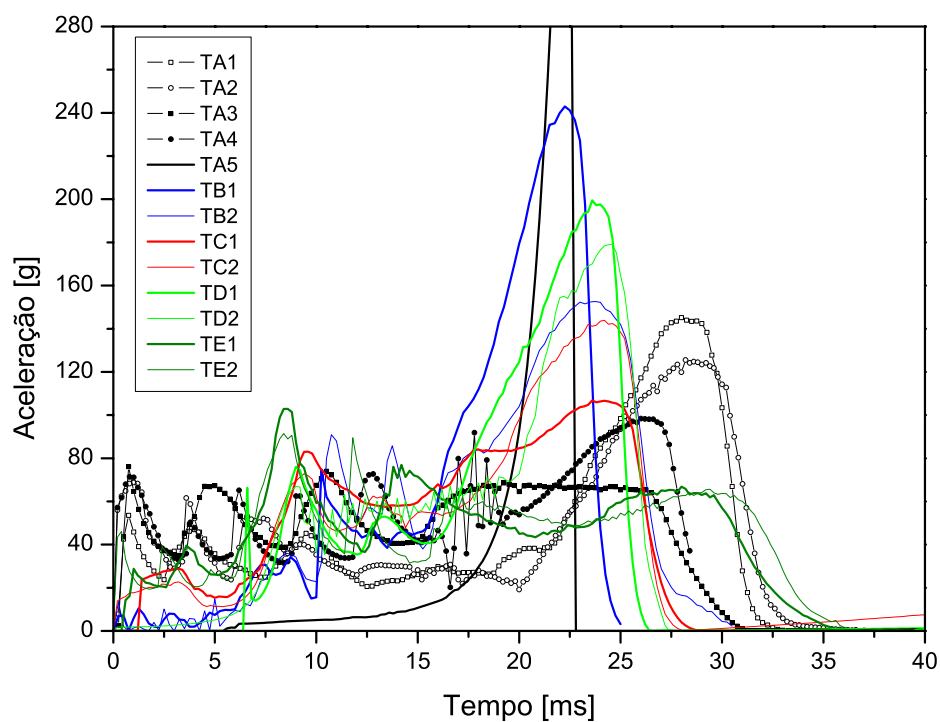


Figura 7.26: Curvas aceleração-tempo de todos os ensaios.

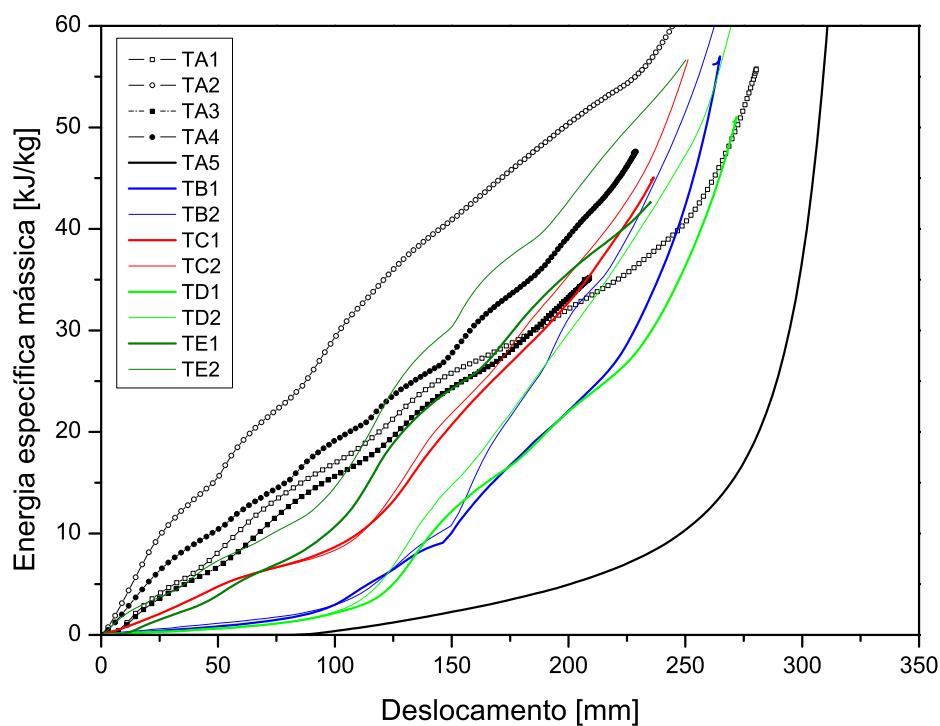


Figura 7.27: Curvas energia específica mássica-deslocamento de todos os ensaios.

7.3.4 Eficiência da força de esmagamento e eficiência total

As curvas da eficiência da força de esmagamento e da eficiência total, que se mostram na figura 7.28 e na figura 7.29, respectivamente, comprovam as conclusões retiradas com a análise das curvas de energia específica mássica. Mais uma vez se verifica que as estruturas de Tipo A são as mais eficientes na absorção de energia, seguidas das de Tipo E. No extremo oposto encontram-se as estruturas de Tipo B. No gráfico da eficiência total verifica-se que o valor máximo das várias curvas está no intervalo entre os 200 e os 250 mm. Tal como se referiu anteriormente, quando se definiu o conceito de eficiência total, o valor do deslocamento correspondente ao seu valor máximo indica o limite aconselhável para a utilização da estrutura para absorção de energia. Acima desse valor de deformação a força atinge valores elevados e a eficiência da força de esmagamento diminui, como se pode observar na figura 7.25 e na figura 7.28, respectivamente.

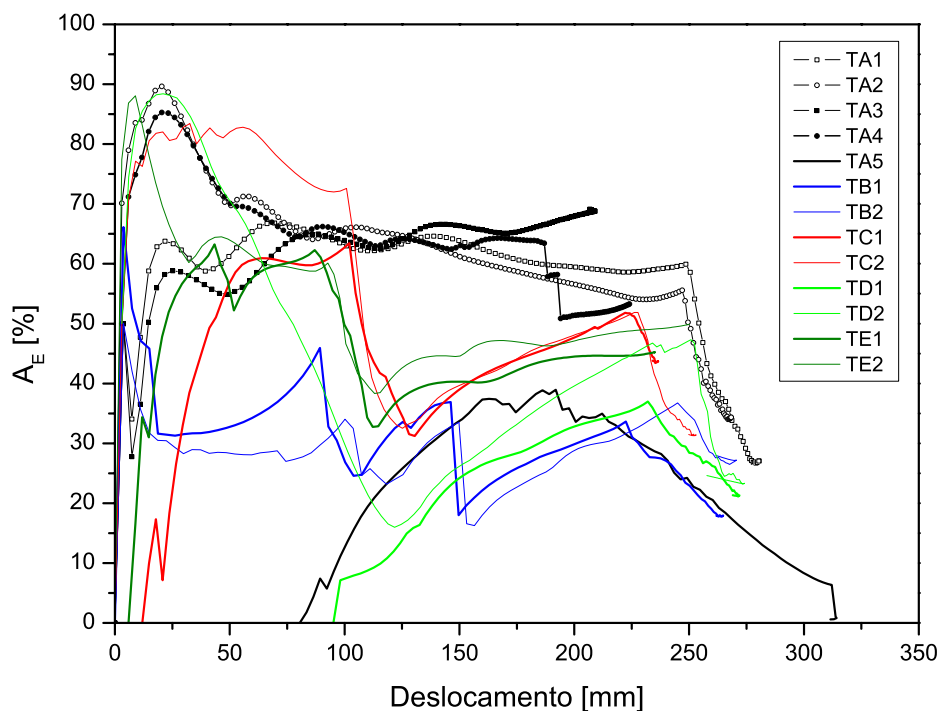


Figura 7.28: Curvas da eficiência da força de esmagamento, A_E , de todos os ensaios.

7.4 Conclusões

Neste capítulo apresentaram-se várias estruturas com diferentes configurações, representativas das barras de deformação frontais de um automóvel com uma estrutura do tipo *space frame*. O seu comportamento em compressão uniaxial dinâmica, numa situação equivalente a um impacto à velocidade de 15 m/s (54 km/h), foi simulado numericamente com recurso ao programa comercial AbaqusTM/Explicit.

Com base nos resultados obtidos nos ensaios numéricos analisou-se a eficiência na absorção de energia das diversas estruturas, comparando-se o seu comportamento. Desta análise concluiu-se que as estruturas do Tipo A foram as que apresentaram melhores resultados. De notar que este tipo representava as estruturas mais convencionais, utilizadas actualmente na indústria automóvel.

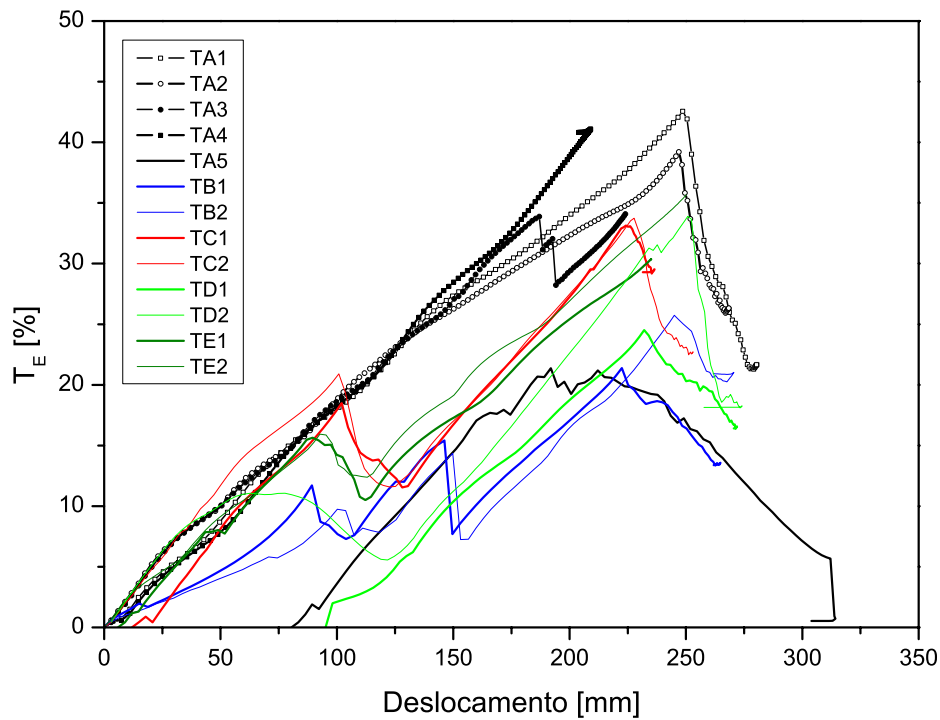


Figura 7.29: Curvas da eficiência total, T_E , de todos os ensaios.

Nas estruturas de Tipo A, onde foram ensaiadas estruturas ocas e outras preenchidas com espumas de alumínio, não se verificou o efeito pretendido com a adição destas últimas, ou seja, um aumento significativo da sua capacidade de absorção de energia. A explicação mais provável para este facto deve-se à densidade das espumas utilizadas, que era demasiado baixa (250 kg/m^3). Para melhorar os resultados obtidos nestes ensaios, com as estruturas definidas, a utilização de espumas de alumínio com valores de densidade superiores seria uma possível solução. Os resultados obtidos por Miranda et al. [2010] num estudo semelhante comprovam esta teoria.

Para desenvolver estruturas do tipo DMS mais eficientes em termos de absorção de energia, com a utilização de espumas de alumínio, poder-se-ia recorrer a algoritmos de optimização. Este método poderia, eventualmente, permitir o desenvolvimento de estruturas com uma geometria que explorasse ao máximo as propriedades das espumas de alumínio.

Parte IV

Considerações Finais

Capítulo 8

Considerações Finais

Neste capítulo apresentam-se as conclusões gerais deste trabalho, assim como algumas perspectivas de trabalho futuro.

8.1 Introdução

O trabalho desenvolvido no âmbito desta tese de doutoramento e apresentado neste texto consistiu na caracterização experimental e na modelação numérica do comportamento mecânico das espumas de alumínio ALPORAS®.

Na parte experimental do trabalho definiu-se um conjunto de procedimentos experimentais para caracterizar o comportamento mecânico das espumas de alumínio ALPORAS® quer no regime *quasi*-estático quer no regime dinâmico. No regime *quasi*-estático realizaram-se ensaios de compressão uniaxial e de compressão triaxial, recorrendo a uma máquina universal de ensaios. Para os ensaios no regime dinâmico seleccionou-se a técnica das barras de pressão de Hopkinson.

A modelação matemática/numérica do comportamento mecânico das espumas de alumínio fez-se em duas fases. Numa primeira fase, com base nos resultados experimentais determinaram-se os parâmetros dos modelos constitutivos implementados no programa comercial de simulação numérica pelo método dos elementos finitos Abaqus™/Explicit, nomeadamente os modelos *Crushable Foams with Isotropic Hardening* e *Crushable Foams with Volumetric Hardening*. Após se ter feito o ajuste dos parâmetros realizaram-se, numa segunda fase, vários ensaios numéricos para validação dos modelos. Para validar os modelos constitutivos simularam-se vários ensaios experimentais correspondentes a condições de carregamento em compressão uniaxial e multiaxial, nos regimes *quasi*-estático e dinâmico.

Por último desenvolveram-se e ensaiaram-se numericamente várias estruturas ultraleves para absorção de energia durante um impacto. As estruturas propostas foram do tipo *Dual Material Structures* (DMS), constituídas por componentes tubulares de alumínio preenchidos com espumas de alumínio. Para estudar a influência da utilização de espumas de alumínio na capacidade de absorção de energia deste tipo de estruturas considerou-se uma aplicação na área da indústria automóvel, nomeadamente as barras de deformação frontais de um automóvel com uma estrutura do tipo *space frame*.

8.2 Conclusões gerais

Para dar uma visão global do trabalho e das principais conclusões dele retiradas, nesta secção de conclusões gerais apresenta-se a compilação das secções de conclusões expostas na parte final de alguns capítulos.

Nos ensaios experimentais *quasi*-estáticos estudou-se a influência de vários parâmetros (geometria e dimensões dos provetes, densidade, velocidade de ensaio e pressão lateral) nas principais propriedades mecânicas (tensão de cedência, tensão de patamar e deformação de densificação) referentes ao comportamento em compressão de espumas de alumínio ALPORAS®. Determinou-se também o valor do módulo de Young destas espumas. As principais conclusões retiradas da análise dos resultados obtidos nestes ensaios foram as seguintes:

- Não se verificou influência significativa da geometria e das dimensões dos provetes utilizados no comportamento em compressão uniaxial das espumas. Mesmo os resultados obtidos para os provetes com menores dimensões, com uma média de 4 células em cada direcção, não apresentaram diferenças significativas relativamente aos dos provetes de dimensões designadas neste trabalho por média e grande. No entanto, optou-se por utilizar provetes de dimensão média nos ensaios *quasi*-estáticos.
- A densidade foi o parâmetro que teve maior impacto nas propriedades mecânicas estudadas. Quer nos ensaios de compressão uniaxial quer nos de compressão triaxial, o aumento da densidade implicou aumentos significativos das tensões de cedência e de patamar e, conseqüentemente, da energia específica. A deformação de densificação apresentou uma ligeira diminuição nos ensaios de compressão uniaxial e nos de compressão triaxial não foi possível definir um padrão para a sua variação.
- A velocidade de ensaio mostrou ter alguma influência unicamente na deformação de densificação dos ensaios de compressão uniaxial. Com o aumento da velocidade de ensaio verificou-se um ligeiro aumento da deformação de densificação. No entanto, também se constatou que este aumento se devia, em parte, à diminuição da densidade dos provetes dos ensaios realizados a maior velocidade. Na deformação de densificação dos ensaios de compressão triaxial e nas restantes propriedades as variações foram pouco expressivas e não permitiram definir padrões de comportamento.
- Com o aumento da pressão lateral, nos ensaios de compressão triaxial, a tensão de patamar e a energia específica aumentaram significativamente. Quanto à influência da pressão lateral na tensão de cedência e na deformação de densificação não foi possível estabelecer padrões.
- O módulo de Young determinado a partir do declive da zona elástica da curva tensão-deformação nominal originou a obtenção de valores inferiores aos reais. Constatou-se que os valores obtidos em descarga são mais correctos que os determinados a partir do declive da zona elástica. As diferenças dos valores obtidos pelos dois métodos são bastante significativas.
- Os valores da tensão de cedência obtidos experimentalmente, quer nos ensaios de compressão uniaxial quer nos de compressão triaxial, quando comparados com as expressões teóricas de Gibson and Ashby [1997] mostraram que as espumas de alumínio ALPORAS®, apesar de terem uma estrutura de células fechadas, têm um comportamento mais próximo de espumas de células abertas. O mesmo se verificou com os valores do módulo de Young.

- A deformação de densificação teórica, determinada pela expressão proposta por Gibson and Ashby [1997], dá origem a valores superiores em mais de 30% superiores aos obtidos experimentalmente neste e noutros estudos.

Nos ensaios experimentais dinâmicos, estudou-se a influência da velocidade de impacto/taxa de deformação no comportamento dinâmico das espumas de alumínio ALPORAS®. Com este fim realizaram-se ensaios experimentais dinâmicos com um dispositivo de barras de Hopkinson, com barras e impactor de PMMA. Tendo em conta o facto de se utilizarem barras viscoelásticas analisaram-se os efeitos da dispersão e da atenuação na propagação de ondas e verificou-se ser necessário proceder à sua correcção. Para fazer a correcção da dispersão e da atenuação seleccionou-se o método exclusivamente experimental proposto por Bacon [1998]. Após a análise dos resultados obtidos nestes ensaios retiraram-se as seguintes conclusões:

- Na análise das curvas tensão-deformação compararam-se os valores das tensões de cedência e de patamar das várias séries de ensaios, incluindo ensaios *quasi*-estáticos. Quer na comparação exclusiva entre ensaios dinâmicos quer quando se consideram os ensaios *quasi*-estáticos observaram-se aumentos da tensão de patamar com o aumento da velocidade de impacto/taxa de deformação. Os valores máximos registados foram na ordem dos 50%. Não se verificou a existência de um padrão na variação das tensões de cedência. No entanto, apesar dos aumentos consideráveis registados nas tensões de patamar, se se considerar o conjunto de condicionantes que se identificaram não se pode concluir que a resistência mecânica das espumas de alumínio ALPORAS® aumenta com o aumento da velocidade de impacto/taxa de deformação. Os valores máximos referidos correspondem à comparação directa entre os ensaios dinâmicos e os *quasi*-estáticos que não foram realizados nas mesmas condições de ensaio, nomeadamente no que diz respeito ao equilíbrio de forças nas faces do provete e à densidade e dimensões dos provetes. A dispersão observada nas curvas tensão-deformação nominal e quantificada por meio do desvio padrão relativo, a ausência de equilíbrio de forças durante um período significativo dos ensaios dinâmicos, algumas alterações necessárias na expressão de cálculo das tensões de patamar e a provável dispersão da densidade dos provetes utilizados nestes não permitem afirmar que há uma relação directa entre o aumento da velocidade de impacto/taxa de deformação e o aumento das tensões de patamar.
- Em relação à capacidade de absorção de energia, quantificada pela energia específica volúmica, também se observaram aumentos com o aumento da velocidade de impacto/taxa de deformação. Mais uma vez, na comparação directa entre os valores dos ensaios dinâmicos e dos *quasi*-estáticos registaram-se os aumentos máximos, neste caso da energia específica volúmica, correspondente à deformação nominal $\varepsilon = 20\%$, e na ordem dos 70%. Pelas mesmas razões enunciadas para o caso das tensões não se pode relacionar o aumento da capacidade de absorção de energia directamente com o aumento da velocidade de impacto/taxa de deformação.
- Para a gama de taxas de deformação considerada neste estudo pode concluir-se que as curvas de tensão-deformação nominal obtidas nos ensaios *quasi*-estáticos podem ser utilizadas para descrever o comportamento mecânico das espumas de alumínio ALPORAS® no regime dinâmico. No entanto, tendo em conta a influência da densidade, será prudente utilizar uma curva correspondente à densidade em estudo.

Para ajustar os parâmetros dos dois modelos implementados no programa comercial de simulação numérica pelo método dos elementos finitos Abaqus™/Explicit (os modelos *Crushable Foams with Isotropic Hardening* e *Crushable Foams with Volumetric Hardening*) e do modelo

de Deshpande e Fleck tiveram-se por base os resultados experimentais obtidos e apresentados nos capítulos 3 e 4. Conclui-se que para melhorar o ajuste dos parâmetros do modelo do Abaqus™/Explicit com encruamento volumétrico seria necessário realizar mais ensaios experimentais, com diferentes condições de carregamento, de forma a obter mais pontos experimentais. Deste modo, não seria necessário ter de utilizar um conjunto de pontos simétricos dos pontos obtidos experimentalmente para conseguir fazer o ajuste dos parâmetros. No entanto, tendo em conta o facto de não existirem normas específicas para a caracterização experimental deste tipo de materiais, a definição de um procedimento experimental adequado seria sempre muito discutível.

Para validar os modelos constitutivos implementados no Abaqus™/ Explicit para espumas metálicas, nomeadamente os modelos denominados *Crushable foam model with isotropic hardening* e *Crushable foam model with volumetric hardening*, utilizaram-se os parâmetros determinados no Capítulo 5. Os modelos foram validados para diferentes condições experimentais, mais concretamente para simular condições de carregamento em compressão uniaxial e triaxial no regime *quasi*-estático e no regime dinâmico. Para isso foram desenvolvidos modelos numéricos para simular alguns dos ensaios experimentais do Capítulo 3 e ensaios de impacto em torre de queda com provetes do tipo sanduiche, com núcleo em espuma de alumínio e placas exteriores de alumínio. Da análise dos resultados obtidos nos ensaios numéricos de validação dos modelos constitutivos retiraram-se as seguintes conclusões:

- Relativamente aos ensaios de compressão uniaxial no regime *quasi*-estático, os modelos constitutivos implementados numericamente, quer o modelo com encruamento isotrópico quer o modelo com encruamento volumétrico, permitiram obter uma boa aproximação aos resultados experimentais.
- Na validação dos modelos constitutivos numéricos para os ensaios de compressão triaxial no regime *quasi*-estático verificou-se que estes não representavam com rigor os resultados experimentais. Por este motivo, implementou-se um modelo adicional denominado *isopoisson* no qual o coeficiente de Poisson plástico, em vez do valor zero, tomou o valor determinado no Capítulo 5 para este parâmetro do modelo de Deshpande e Fleck. Com este modelo conseguiu-se uma melhor aproximação, principalmente nos ensaios com pressão lateral mais baixa, mas mesmo assim longe da aproximação esperada. No entanto, constatou-se que o método utilizado no Capítulo 3 para determinar o efeito do atrito nos ensaios experimentais de compressão triaxial pode ter levado ao subdimensionamento dos valores das forças de atrito. Assim, os valores da tensão na zona de patamar das curvas tensão-deformação corrigidas por este método podem ser superiores aos reais, levando ao aumento do erro dos resultados numéricos.
- No regime dinâmico os resultados obtidos com os modelos numéricos foram satisfatórios, tendo estes mostrado adequabilidade para simular o comportamento mecânico das espumas de alumínio nas condições dos ensaios de impacto em torre de queda realizados.

Por último, desenvolveram-se várias estruturas do tipo *Dual Material Structures* (DMS) com diferentes configurações, representativas das barras de deformação frontais de um automóvel com uma estrutura do tipo *space frame*. O seu comportamento em compressão uniaxial dinâmica, numa situação equivalente a um impacto à velocidade de 15 m/s (54 km/h), foi simulado numericamente com recurso ao programa comercial Abaqus™/Explicit. Com base nos resultados obtidos nestes ensaios numéricos retiraram-se as seguintes conclusões:

- As estruturas mais convencionais, semelhantes às utilizadas actualmente na indústria automóvel, e denominadas estruturas do Tipo A foram as que apresentaram melhores resultados de eficiência na absorção de energia.

- Nas estruturas de Tipo A, onde foram ensaiadas estruturas ocas e outras preenchidas com espumas de alumínio, não se verificou o efeito pretendido com a adição destas últimas, ou seja, um aumento significativo da sua capacidade de absorção de energia. A explicação mais provável para este facto deve-se à densidade das espumas utilizadas, que era demasiado baixa (250 kg/m^3). Para melhorar os resultados obtidos nestes ensaios, com as estruturas definidas, a utilização de espumas de alumínio com valores de densidade superiores seria uma possível solução.
- Para desenvolver estruturas do tipo DMS mais eficientes em termos de absorção de energia, com a utilização de espumas de alumínio, poder-se-ia recorrer a algoritmos de optimização. Este método poderia, eventualmente, permitir o desenvolvimento de estruturas com uma geometria que explorasse ao máximo as propriedades das espumas de alumínio.

8.3 Perspectivas de trabalho futuro

As espumas de alumínio são um material relativamente recente, cujos processos de fabrico ainda estão em fase de desenvolvimento. As propriedades estruturais e mecânicas intimamente ligadas aos processos de fabrico sofrerão alterações por consequência da evolução destes. Assim, a caracterização experimental e a modelação do comportamento mecânico das espumas de alumínio terão, necessariamente, de acompanhar o desenvolvimento introduzido pela melhoria dos processos de fabrico.

A definição de procedimentos experimentais padrão para a caracterização do comportamento mecânico de espumas metálicas, conjuntamente com a evolução dos processos de fabrico, são tarefas necessárias e urgentes para possibilitar a utilização em grande escala destes materiais.

O desenvolvimento de modelos constitutivos multi-escala que permitam prever e incluir os fenómenos que ocorrem à microescala durante a deformação de componentes de espuma de alumínio é outra área com perspectivas de evolução. Esta poderá ter grandes avanços com o aumento da eficiência computacional obtida, por exemplo, com recurso ao cálculo paralelo e/ou distribuído. A inclusão de modelos de dano/fractura específicos para materiais celulares é outra possibilidade.

A utilização de espumas de alumínio em estruturas para absorção de energia durante um impacto ainda se resume, na maioria dos casos, a incluí-las em estruturas convencionais. Portanto, outra área que poderá ser interessante explorar no futuro consiste na utilização de algoritmos de optimização para otimizar a geometria de *Dual Material Structures*, com espumas de alumínio, de forma a maximizar o seu desempenho relativamente à capacidade de absorção de energia.

Apêndice A

Notação, Nomenclatura e Siglas

A.1 Caracterização do Material

A_b	– Área da secção transversal das barras de Hopkinson
A_p	– Área da secção transversal do provete das barras de Hopkinson
α	– Coeficiente de expansão térmica
$\alpha(\omega)$	– Coeficiente de atenuação
c_0	– Velocidade de propagação de onda
$c(\omega)$	– Velocidade de fase
C_P	– Calor específico
d	– Diâmetro do provete de ensaio
d_N	– Deslocamento medido pela máquina universal de ensaios
E	– Módulo de Young das espumas de alumínio
E_s	– Módulo de Young do material sólido base
E_M	– Energia específica mássica
E_V	– Energia específica volúmica
η	– Eficiência na absorção de energia
ε	– Deformação nominal
$\dot{\varepsilon}$	– Taxa de deformação
ε_D	– Deformação de densificação
ε_i	– Onda incidente nas barras de Hopkinson
ε_r	– Onda reflectida nas barras de Hopkinson
ε_t	– Onda transmitida nas barras de Hopkinson
F_a	– Força de atrito
F_{corr}	– Força corrigida
F_{med}	– Força medida
ϕ	– Diâmetro dos poros das espumas de alumínio
G	– Módulo de corte
$H(\omega)$	– Função de transferência
$k(\omega)$	– Número de onda
l	– Comprimento do lado das paredes/arestas das células das espumas de alumínio
L	– Comprimento actual do provete
L_0	– Comprimento inicial do provete de ensaio
L_b	– Comprimento das barras de Hopkinson
L_s	– Comprimento do impactor das barras de Hopkinson
l_p	– Comprimento inicial do provete de ensaio nas barras de Hopkinson
λ	– Condutividade térmica
μ	– Coeficiente de atrito
ν	– Coeficiente de Poisson
$\tilde{N}(\omega)$	– Transformada de Fourier do pulso e reflectido $\tilde{\varepsilon}_r(\omega)$
P	– Pressão lateral de ensaio
$\tilde{P}(\omega)$	– Transformada de Fourier do pulso incidente $\tilde{\varepsilon}_i(\omega)$
Φ	– Fracção de material nas arestas da estrutura celular
p_0	– Fracção de material nas arestas da estrutura celular
ρ	– Densidade da espuma de alumínio
ρ_s	– Densidade do material sólido base
σ_d	– Tensão de patamar dinâmica aumentada
σ_{pl}	– Tensão de patamar
σ_y^c	– Tensão de cedência em compressão

σ_y^t	– Tensão de cedência em tracção
σ_{ys}	– Tensão de cedência do material sólido base
σ_t^c	– Resistência à tracção
t	– Espessura das paredes/arestas das células das espumas de alumínio
T_f	– Temperatura de fusão
T_{\max}	– Temperatura de serviço máxima
v	– Velocidade utilizada no ensaio
v_{cr}	– Velocidade crítica
v_{us}	– Velocidade de propagação de onda ultra-sónica

A.2 Modelação Numérica

\mathbf{A}	– Tensor das forças termodinâmicas de encruamento
A_E	– Eficiência da força de esmagamento
\mathbf{D}^e	– Tensor de elasticidade isotrópica
$\Delta\check{\boldsymbol{\sigma}}$	– Incremento de tensão objectiva (ou co-rotacional)
$\boldsymbol{\varepsilon}$	– Tensor das deformações infinitésimas
φ	– Conjunto de variáveis internas associadas aos mecanismos dissipativos
$\boldsymbol{\varepsilon}^e$	– Componente elástica do tensor das deformações
$\boldsymbol{\varepsilon}^p$	– Componente plástica do tensor das deformações
$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p$	– Tensor da taxa de deformação plástica
$\boldsymbol{\varepsilon}_d^e$	– Tensor das deformações elásticas desviadoras
$\boldsymbol{\varepsilon}_m^e$	– Deformação elástica média
ε_v	– Deformação volumétrica
ε_v^e	– Deformação volumétrica elástica
ε_v^p	– Deformação volumétrica plástica
$\dot{\varepsilon}_e$	– Taxa de deformação equivalente de von Mises
$\dot{\varepsilon}_v$	– Taxa de deformação volumétrica
$\dot{\varepsilon}$	– Taxa de deformação equivalente
$\dot{\varepsilon}^p$	– Taxa de deformação plástica equivalente
$\dot{\varepsilon}_{axial}^p$	– Taxa de deformação plástica uniaxial
F_{\max}	– Força máxima
F_{med}	– Força média
$\dot{\gamma}$	– Multiplicador plástico
H	– Módulo de encruamento
\mathbf{I}	– Tensor identidade
\mathbf{N}	– Vector de escoamento
p	– Pressão hidrostática
p^c	– Tensão de cedência em compressão hidrostática
ψ	– Energia livre específica
ψ^e	– Energia livre específica elástica
ψ^p	– Energia livre específica plástica
Ψ	– Potencial plástico
Φ	– Função de cedência
$\bar{\rho}$	– Densidade na configuração de referência (ou do material não-deformado)
\mathbf{R}	– Tensor de rotação
$\boldsymbol{\sigma}$	– Tensor das tensões de Cauchy
$\boldsymbol{\sigma}_m$	– Tensão média (ou volumétrica)

σ_e	–	Tensão equivalente de von Mises
$\hat{\sigma}$	–	Tensão equivalente
\mathbf{s}	–	Tensor desviador das tensões
S_E	–	Distância de esmagamento efectiva
T_E	–	Eficiência total
W^e	–	Energia de deformação elástica total por unidade de volume de um material
W_d^e	–	Energia de deformação elástica desviadora
W_v^e	–	Energia de deformação elástica volumétrica (ou hidrostática)

A.3 Siglas

DEMUA	–	Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro
DMS	–	<i>Dual Material Structures</i>
FFT	–	Transformada Rápida de Fourier (<i>Fast Fourier Transform</i>)
HIC	–	<i>Head Injury Criterion</i>
LabMec	–	<i>Laboratorio de Caracterización Mecánica de Materiales</i>
MEF	–	Método dos Elementos Finitos
MRC	–	Máxima Redução de Comprimento
PCF	–	<i>Powder Compact Foaming</i>
PMMA	–	Acrílico ou polimetil-metacrilato
SAF	–	<i>Stabilised Aluminium Foam</i>
SHPB	–	<i>Split-Hopkinson Pressure Bar</i>

A.4 Símbolos Químicos

Al_2O_3	–	Óxido de Alumínio
CaCO_3	–	Carboneto de Cálcio
MgO	–	Óxido de Magnésio
SiC	–	Carboneto de Silício
TiH_2	–	Hidreto de Titânio
ZrH_2	–	Hidreto de Zircónio

Apêndice B

Densidade dos Provetes

B.1 Provates utilizados nos ensaios de compressão *quasi*-estática uniaxial para estudar a influência da geometria e dimensão dos provates

Tabela B.1: Densidade dos provates utilizados nos ensaios de compressão *quasi*-estática uniaxial para estudar a influência da geometria e da dimensão dos provates.

Referência	Densidade				Densidade Teórica	
	Valor [kg/m ³]	Média [kg/m ³]	Desvio [%]	Desvio Padrão [kg/m ³]	Valor [kg/m ³]	Desvio [%]
EUD1V1QPa	309,58		-5,77			3,19
EUD1V1QPb	359,45	328,55	9,41	27,00	300	19,82
EUD1V1QPc	316,60		-3,64			5,53
EUD1V1QMa	348,36		2,60			16,12
EUD1V1QMb	335,79	339,53	-1,10	7,68	300	11,93
EUD1V1QMc	334,43		-1,50			11,48
EUD1V1QGa	329,99		-0,49			10,00
EUD1V1QGb	331,85	331,62	0,07	1,53	300	10,62
EUD1V1QGc	333,02		0,42			11,01
EUD1V1CPa	233,04		3,44			-22,32
EUD1V1CPb	222,42	225,29	-1,27	6,79	300	-25,86
EUD1V1CPc	220,41		-2,17			-26,53
EUD1V1CMa	329,70		2,50			9,90
EUD1V1CMb	317,59	321,68	-1,27	6,95	300	5,86
EUD1V1CMc	317,73		-1,23			5,91
EUD1V1CGa	322,15		-0,84			7,38
EUD1V1CGb	327,59	324,89	0,83	2,72	300	9,20
EUD1V1CGc	324,93		0,01			8,31

B.2 Provetes utilizados nos ensaios de compressão *quasi*-estática uniaxial para estudar a influência da densidade e da velocidade

Tabela B.2: Densidade dos provetes utilizados nos ensaios de compressão *quasi*-estática uniaxial para estudar a influência da densidade e da velocidade de ensaio. (Os provetes com as referências EUD1V1a, EUD1V1b e EUD1V1c correspondem aos mesmos da tabela B.1 com as referências EUD1V1CMa, EUD1V1CMb e EUD1V1CMc, respectivamente.)

Referência	Densidade				Densidade Teórica	
	Valor [kg/m ³]	Média [kg/m ³]	Desvio [%]	Desvio Padrão [kg/m ³]	Valor [kg/m ³]	Desvio [%]
EUD1V1a	329,70	321,68	2,50	6,95	300	9,90
EUD1V1b	317,59		-1,27			5,86
EUD1V1c	317,73		-1,23			5,91
EUD1V2a	310,21	298,61	3,89	17,90	300	3,40
EUD1V2b	277,99		-6,91			-7,34
EUD1V2c	307,62		3,02			2,54
EUD2V1a	250,35	267,68	-6,47	21,09	250	0,14
EUD2V1b	291,16		8,77			16,46
EUD2V1c	261,53		-2,30			4,61
EUD2V2a	242,47	247,83	-2,16	5,86	250	-3,01
EUD2V2b	246,91		-0,37			-1,24
EUD2V2c	254,09		2,53			1,64

B.3 Provete utilizados nos ensaios de compressão *quasi*-estática triaxial

Tabela B.3: Densidade dos provetes utilizados nos ensaios de compressão *quasi*-estática triaxial.

Referência	Densidade				Densidade Teórica	
	Valor [kg/m ³]	Média [kg/m ³]	Desvio [%]	Desvio Padrão [kg/m ³]	Valor [kg/m ³]	Desvio [%]
EMD1V2P1a	288,94		-4,93			-3,69
EMD1V2P1b	303,01	303,92	-0,30	15,45	300	1,00
EMD1V2P1c	319,80		5,22			6,60
EMD1V2P2a	298,70		-6,64			-0,43
EMD1V2P2b	322,33	319,95	0,74	20,17	300	7,44
EMD1V2P2c	338,83		5,90			12,94
EMD1V2P3a	292,11		-5,90			-2,63
EMD1V2P3b	310,05	310,43	-0,12	18,50	300	3,35
EMD1V2P3c	329,12		6,02			9,71
EMD1V2P4a	276,68		-5,51			-7,77
EMD1V2P4b	300,63	292,82	2,67	13,98	300	0,21
EMD1V2P4c	301,15		2,85			0,38
EMD1V1P3a	327,04		2,57			9,01
EMD1V1P3b	328,72	318,85	3,10	15,66	300	9,57
EMD1V1P3c	300,79		-5,66			0,26
EMD1V3P3a	336,03		2,21			12,01
EMD1V3P3b	319,15	328,77	-2,92	8,68	300	6,38
EMD1V3P3c	331,12		0,72			10,37
EMD2V2P1a	278,35		4,07			11,34
EMD2V2P1b	277,42	267,45	3,73	18,08	250	10,97
EMD2V2P1c	246,58		-7,80			-1,37
EMD2V2P2a	259,92		0,17			3,97
EMD2V2P2b	236,36	259,48	-8,91	22,91	250	-5,46
EMD2V2P2c	282,17		8,74			12,87
EMD2V2P3a	256,12		3,67			2,45
EMD2V2P3b	243,92	247,04	-1,26	7,99	250	-2,43
EMD2V2P3c	241,09		-2,41			-3,56
EMD2V2P4a	308,38		9,20			23,35
EMD2V2P4b	234,42	282,41	-16,99	41,61	250	-6,23
EMD2V2P4c	304,43		7,80			21,77

Bibliografia

Alporas foams [imagem]

http://upload.wikimedia.org/wikipedia/commons/9/9e/Closed_cell_metal_foam_with_large_cell_size.JPG

[09 de junho de 2013].

Audi a8 body structure extrication pillar [imagem]

http://boronextrication.com/files/2013/03/2013_Audi_A8_Body_Structure_Extrication_Pillar.jpg

[09 de junho de 2013].

Audi a8 body structure [imagem]

http://boronextrication.com/files/2010/10/2011-audi-a8-body_structure.jpg

[09 de junho de 2013].

Audi a8 front body [imagem]

<http://boronextrication.com/files/2010/10/2011-audi-a8-front-body.jpg>

[09 de junho de 2013].

Bone cancellous [imagem]

<http://media-3.web.britannica.com/eb-media/57/94557-004-CF63D396.jpg>

[09 de junho de 2013].

Ceramic foam [imagem]

http://img.diytrade.com/cding/1340107/17605467/0/1291339227/Silicon_carbide_ceramic_foam_filter.jpg

[09 de junho de 2013].

Chevrolet cobalt body structure [imagem]

http://boronextrication.com/files/2011/01/2005_Chevrolet_Cobalt_Body_Structure.jpg

[09 de junho de 2013].

Cork holes [imagem]

http://www.xiberta.com/images/img_cork_holes.jpg

[09 de junho de 2013].

Cymat foams [imagem]

<http://www.cymat.com>

[09 de junho de 2013].

Duocel foams [imagem]

<http://www.ERGaerospace.com/project-gallery.htm>

[09 de junho de 2013].

Foaminal foam [imagem]

<http://www.ifam.fraunhofer.de>

[09 de junho de 2013].

Hoek cell [imagem]

<http://www.controls-group.com/eng/rock-mechanics-testing-equipment/hoek-cells-and-sample-extruder.php>

[09 de junho de 2013].

Honda ridgeline body and frame [imagem]

<http://image.trucktrend.com/f/trucks/readers-letters-2fer-unibody-or-body-on-frame/29538449/2006-honda-ridgeline-body-and-frame.jpg>

[09 de junho de 2013].

Metcomb foams [imagem]

<http://www.metcomb.com/products.html>

[09 de junho de 2013].

Pedra pomes [imagem]

<http://www.organii.pt/loja/img/p/305-343-thickbox.jpg>

[09 de junho de 2013].

Polymeric foam [imagem]

[http://www.pittsburghplastics.com/assets/images/PPM-3\(1\).jpg](http://www.pittsburghplastics.com/assets/images/PPM-3(1).jpg)

[09 de junho de 2013].

Wood [imagem]

http://halfsidebamboo.info/wordpress/wp-content/themes/thesis/images/vascular/5_rings.jpg

[09 de junho de 2013].

Affi, H. A. (2003). Ultrasonic pulse echo studies of the physical properties of pmma, ps, and pvc. *Polymer-Plastics Technology and Engineering*, 42(2):193–205.

Allen, B. C., Mote, M. W., and Sabroff, A. M. (1963). US Patent 3087807 – Method of making foamed metal.

Andrews, E., Sanders, W., and Gibson, L. J. (1999). Compressive and tensile behaviour of aluminum foams. *Materials Science and Engineering A*, 270(2):113–124.

Andrews, E. W., Gioux, G., Onck, P., and Gibson, L. J. (2001). Size effects in ductile cellular solids. part ii: experimental results. *International Journal of Mechanical Sciences*, 43(3):701–713.

Ashby, M., Evans, T., Fleck, N., Gibson, L., Hutchinson, J., and Wadley, H. (2000). *Metal Foams: A Design Guide*. Butterworth-Heinemann.

Ashby, M. F. (1983). The mechanical properties of cellular solids. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 14:1755–1769. 10.1007/BF02645546.

Avalle, M., Lehmhus, D., Peroni, L., Pleteit, H., Schmiechen, P., Belingardi, G., and Busse, M. (2009). Alsi7 metallic foams - aspects of material modelling for crash analysis. *International Journal of Crashworthiness*, 14(3):269–285.

- Bacon, C. (1998). An experimental method for considering dispersion and attenuation in a viscoelastic hopkinson bar. *Experimental Mechanics*, 38:242–249. 10.1007/BF02410385.
- Banhart, J. (2001). Manufacture, characterisation and application of cellular metals and metal foams. *Progress in Materials Science*, 46(6):559–632.
- Banhart, J. (2006). Metal foams: Production and stability. *Advanced Engineering Materials*, 8(9):781–794.
- Banhart, J. and Baumeister, J. (1998). Deformation characteristics of metal foams. *Journal of Materials Science*, 33:1431–1440.
- Beals, J. T. and Thompson, M. S. (1997). Density gradient effects on aluminium foam compression behaviour. *Journal of Materials Science*, 32:3595–3600. 10.1023/A:1018670111305.
- Benatar, A., Rittel, D., and Yarin, A. L. (2003). Theoretical and experimental analysis of longitudinal wave propagation in cylindrical viscoelastic rods. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 51(8):1413–1431.
- Blanc, R. H. (1993). Transient wave propagation methods for determining the viscoelastic properties of solids. *Journal of Applied Mechanics*, 60(3):763–768.
- Cady, C., Gray III, G., Liu, C., Lovato, M., and Mukai, T. (2009). Compressive properties of a closed-cell aluminum foam as a function of strain rate and temperature. *Materials Science and Engineering: A*, 525(1-2):1–6.
- Calladine, C. and English, R. (1984). Strain-rate and inertia effects in the collapse of two types of energy-absorbing structure. *International Journal of Mechanical Sciences*, 26(11-12):689–701.
- Chen, C. (1998). Manual for a umat user subroutine. Thecnical report CUED/C-MICROMECH/TR.4, Department of Engineering, University of Cambridge, Cambridge.
- Chen, W., Lu, F., Frew, D. J., and Forrestal, M. J. (2002). Dynamic compression testing of soft materials. *J. Appl. Mech.*, 69(3):214–223.
- Chen, W., Lu, F., and Zhou, B. (2000). A quartz-crystal-embedded split hopkinson pressure bar for soft materials. *Experimental Mechanics*, 40(1):1–6.
- Chen, W., Zhang, B., and Forrestal, M. (1999). A split hopkinson bar technique for low-impedance materials. *Experimental Mechanics*, 39(2):81–85.
- Chen, W. W. and Song, B. (2011). *Split Hopkinson (Kolsky) Bar – Design, Testing and Applications*. Mechanical Engineering Series. Springer, 1st edition edition.
- Chree, C. (1889). The equations of an isotropic solid in polar and cylindrical coordinates, their solutions and applications. *Transactions of the Cambridge Philosophical Society*, 14:250–369.
- Dannemann, K. A. and Lankford, J. (2000). High strain rate compression of closed-cell aluminium foams. *Materials Science and Engineering A*, 293(1-2):157–164.
- Dannemann, K. A., Lankford, Jr., J., and Nicholls, A. E. (2002). The mechanism of strain rate strengthening during dynamic compression of closed-cell aluminum foam. In *AIP Conference Proceedings*, volume 620, pages 729–734, Atlanta, Georgia (USA). AIP.

- Davies, G. J. and Zhen, S. (1983). Metallic foams: their production, properties and applications. *Journal of Materials Science*, 18(7):1899–1911.
- Davies, R. M. (1948). A critical study of the hopkinson pressure bar. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, 240(821):375–457.
- Daxner, T. (2003). *Multi-Scale Modeling and Simulation of Metallic Foams*, volume 18 of *Fortschritts-Berichte VDI*. VDI Verlag, Düsseldorf. (PhD Thesis).
- de Souza Neto, E., Perić, D., and Owen, D. (2008). *Computational methods for plasticity: theory and applications*. Wiley.
- Degischer, H.-P. and Kriszt, B., editors (2002). *Handbook of Cellular Metals: Production, Processing, Applications*. WILEY-VCH.
- Deshpande, V. S. and Fleck, N. A. (2000a). High strain rate compressive behaviour of aluminium alloy foams. *International Journal of Impact Engineering*, 24(3):277–298.
- Deshpande, V. S. and Fleck, N. A. (2000b). Isotropic constitutive models for metallic foams. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 48(6-7):1253–1283.
- Drucker, D. C. and Prager, W. (1952). Soil mechanics and plastic analysis for limit design. *Quarterly of Applied Mathematics*, 10(2):157–165.
- Duarte, I. M. A. (2005). *Espumas Metálicas: Processo de Fabrico, Caracterização e Simulação Numérica*. Doutoramento em Ciências de Engenharia, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.
- Dunne, F. and Petrinic, N. (2005). *Introduction to computational plasticity*. Oxford series on materials modelling. Oxford University Press.
- Edwin Raj, R., Parameswaran, V., and Daniel, B. (2009). Comparison of quasi-static and dynamic compression behavior of closed-cell aluminum foam. *Materials Science and Engineering: A*, 526(1-2):11–15.
- Ehlers, W. and Droste, A. (1999). A continuum model for highly porous aluminium foam. *Technische Mechanik*, 19(4):341 – 350.
- Ehlers, W., Müllerschön, H., and Klar, O. (1999). On the behaviour of aluminium foams under uniaxial and multiaxial loading. In Banhart, J., Ashby, M., and Fleck, N., editors, *Metal Foams and Porous Metal Structures*, pages 255–262. MIT Verlag.
- Elliott, J. C. (1956). US Patent 2751289 – Method of producing metal foam.
- Field, J. E., Walley, S. M., Proud, W. G., Goldrein, H. T., and Siviour, C. R. (2004). Review of experimental techniques for high rate deformation and shock studies. *International Journal of Impact Engineering*, 30(7):725 – 775. Fifth International Symposium on Impact Engineering.
- Gama, B. A., Lopatnikov, S. L., Gillespie, J. W., and Jr (2004). Hopkinson bar experimental technique: A critical review. *Appl. Mech. Rev.*, 57(4):223–250.
- Gameiro, C. and Carne, J. (2007). Dynamic axial crushing of short to long circular aluminium tubes with agglomerate cork filler. *International Journal of Mechanical Sciences*, 49(9):1029–1037.

- Gameiro, C., Cirne, J., Miranda, V., da Cruz, J. P., and Teixeira-Dias, F. (2007). Dynamic behaviour of cork and cork-filled aluminium tubes: Numerical simulation and innovative applications. *Holzforschung*, Vol. 61, pp. 400-405, 2007, 61:400–405.
- Gibson, L., Ashby, M., Zhang, J., and Triantafillou, T. (1989). Failure surfaces for cellular materials under multiaxial loads–i.modelling. *International Journal of Mechanical Sciences*, 31(9):635–663.
- Gibson, L. J. and Ashby, M. F. (1997). *Cellular Solids: Structure and Properties*. Cambridge University Press, second edition edition.
- Gioux, G., McCormack, T. M., and Gibson, L. J. (2000). Failure of aluminum foams under multiaxial loads. *International Journal of Mechanical Sciences*, 42(6):1097–1117.
- GrayIII, G. (2000). *ASM Handbook: Mechanical Testing and Evaluation*, volume 8, chapter Shock wave testing of ductile materials, pages 530–538. ASM International.
- Green, R. (1972). A plasticity theory for porous solids. *International Journal of Mechanical Sciences*, 14(4):215–224.
- Grenestedt, J. L. (1998). Influence of wavy imperfections in cell walls on elastic stiffness of cellular solids. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46(1):29–50.
- Grenestedt, J. L. and Bassinet, F. (2000). Influence of cell wall thickness variations on elastic stiffness of closed-cell cellular solids. *International Journal of Mechanical Sciences*, 42(7):1327 – 1338.
- Grenestedt, J. L. and Tanaka, K. (1998). Influence of cell shape variations on elastic stiffness of closed cell cellular solids. *Scripta Materialia*, 40(1):71 – 77.
- Guo, L. and Yu, J. (2011). Dynamic bending response of double cylindrical tubes filled with aluminum foam. *International Journal of Impact Engineering*, 38(2-3):85 – 94.
- Hall, I. W., Guden, M., and Yu, C. J. (2000). Crushing of aluminum closed cell foams: density and strain rate effects. *Scripta Materialia*, 43(6):515–521.
- Hanssen, A. G., Hopperstad, O. S., Langseth, M., and Ilstad, H. (2002). Validation of constitutive models applicable to aluminium foams. *International Journal of Mechanical Sciences*, 44(2):359–406.
- Hanssen, A. G., Langseth, M., and Hopperstad, O. S. (1999). Static crushing of square aluminium extrusions with aluminium foam filler. *International Journal of Mechanical Sciences*, 41(8):967–993.
- Hanssen, A. G., Langseth, M., and Hopperstad, O. S. (2000a). Static and dynamic crushing of circular aluminium extrusions with aluminium foam filler. *International Journal of Impact Engineering*, 24(5):475–507.
- Hanssen, A. G., Langseth, M., and Hopperstad, O. S. (2000b). Static and dynamic crushing of square aluminium extrusions with aluminium foam filler. *International Journal of Impact Engineering*, 24(4):347–383.
- Hanssen, A. G., Langseth, M., and Hopperstad, O. S. (2001). Optimum design for energy absorption of square aluminium columns with aluminium foam filler. *International Journal of Mechanical Sciences*, 43(1):153–176.

- Hanssen, A. G., Stöbener, K., Rausch, G., Langseth, M., and Keller, H. (2006). Optimisation of energy absorption of an a-pillar by metal foam insert. *International Journal of Crashworthiness*, 11(3):231–242.
- Hoek, E. and Franklin, J. A. (1968). Simple triaxial cell for field or laboratory testing of rock. *Transactions of the Institution of Mining and Metallurgy, Section A*, 77:22–26.
- Hopkinson, B. (1914). A method of measuring the pressure produced in the detonation of high explosives or by the impact of bullets. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character*, 213:437–456.
- Idris, M., Vodenitcharova, T., and Hoffman, M. (2009). Mechanical behaviour and energy absorption of closed-cell aluminium foam panels in uniaxial compression. *Materials Science and Engineering: A*, 517(1-2):37–45.
- Irausquin, I., Teixeira-Dias, F., Miranda, V., and Castellanos, J. P. (2010). Numerical modeling of the dynamic compression of a closed-cell aluminium foam. In *CIFIE 2010 – Iberian Conference on Fracture and Structural Integrity 2010*, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal.
- Jeon, I. and Asahina, T. (2005). The effect of structural defects on the compressive behavior of closed-cell al foam. *Acta Materialia*, 53(12):3415 – 3423.
- Jeon, I., Katou, K., Sonoda, T., Asahina, T., and Kang, K.-J. (2009). Cell wall mechanical properties of closed-cell al foam. *Mechanics of Materials*, 41(1):60–73.
- Jin, I., Kenny, L. D., and Sang, H. (1990). Method of producing lightweight foamed metal.
- Johnson, G. and Cook, W. (1983). A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rate and high temperatures. In *Proceedings of the Seventh International Symposium on Ballistics*, pages 541–547, Hague, Netherlands.
- Kanahashi, H., Mukai, T., Yamada, Y., Shimojima, K., Mabuchi, M., Nieh, T., and Higashi, K. (2000). Dynamic compression of an ultra-low density aluminium foam. *Materials Science and Engineering A*, 280(2):349–353.
- Khan, A. S. and Huang, S. (1995). *Continuum theory of plasticity*. Wiley-Interscience publication. John Wiley & Sons, Nova Iorque, Estados Unidos da América.
- Kolsky, H. (1949). An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading. *Proceedings of the Physical Society. Section B*, 62(11):676.
- Leitlmeier, D., Degischer, H., and Flankl, H. (2002). Development of a foaming process for particulate reinforced aluminum melts. *Advanced Engineering Materials*, 4(10):735–740.
- Lindholm, U. S. (1971). *Techniques of Metals Research*, volume 5 – Measurement of Mechanical Properties, chapter High Strain Testing (Part I), pages 199–271. Wiley Interscience, New York.
- Liu, Q. and Subhash, G. (2006). Characterization of viscoelastic properties of polymer bar using iterative deconvolution in the time domain. *Mechanics of Materials*, 38(12):1105–1117.

- Lopatnikov, S. L., Gama, B. A., Jahirul Haque, M., Krauthauser, C., Gillespie, J. W., Guden, M., and Hall, I. W. (2003). Dynamics of metal foam deformation during taylor cylinder-hopkinson bar impact experiment. *Composite Structures*, 61(1-2):61–71.
- Lundberg, B. and Blanc, R. (1988). Determination of mechanical material properties from the two-point response of an impacted linearly viscoelastic rod specimen. *Journal of Sound and Vibration*, 126(1):97–108.
- Mahfuz, H., Al Mamun, W., Haque, A., Turner, S., Mohamed, H., and Jeelani, S. (2000). An innovative technique for measuring the high strain rate response of sandwich composites. *Composite Structures*, 50(3):279–285.
- McCullough, K. Y. G., Fleck, N. A., and Ashby, M. F. (1999). Uniaxial stress-strain behaviour of aluminium alloy foams. *Acta Materialia*, 47(8):2323–2330.
- Meyers, M. (1994). *Dynamic Behavior of Materials*. Wiley.
- Miller, R. E. (2000). A continuum plasticity model for the constitutive and indentation behaviour of foamed metals. *International Journal of Mechanical Sciences*, 42(4):729–754.
- Miranda, V., Teixeira-Dias, F., Pinho-da Cruz, J., and Novo, F. (2010). The role of plastic deformation on the impact behaviour of high aspect ratio aluminium foam-filled sections. *International Journal of NonLinear Mechanics*, 45(5):550–561.
- Miyoshi, T., Itoh, M., Akiyama, S., and Kitahara, A. (2000). Alporas aluminum foam: Production process, properties, and applications. *Advanced Engineering Materials*, 2(4):179–183.
- Miyoshi, T., Itoh, M., Mukai, T., Kanahashi, H., Kohzu, H., Tanabe, S., and Higashi, K. (1999). Enhancement of energy absorption in a closed-cell aluminum by the modification of cellular structures. *Scripta Materialia*, 41(10):1055–1060.
- Montanini, R. (2005). Measurement of strain rate sensitivity of aluminium foams for energy dissipation. *International Journal of Mechanical Sciences*, 47(1):26–42.
- Mukai, T., Kanahashi, H., Yamada, Y., Shimojima, K., Mabuchi, M., Nieh, T. G., and Higashi, K. (1999). Dynamic compressive behavior of an ultra-lightweight magnesium foam. *Scripta Materialia*, 41(4):365–371.
- Mukai, T., Miyoshi, T., Nakano, S., Somekawa, H., and Higashi, K. (2006). Compressive response of a closed-cell aluminum foam at high strain rate. *Scripta Materialia*, 54(4):533–537.
- Olurin, O. B., Fleck, N. A., and Ashby, M. F. (2000). Deformation and fracture of aluminium foams. *Materials Science and Engineering A*, 291(1-2):136–146.
- Palamidi, E. (2010). *Hopkinson Bar Testing of Cellular Materials*. PhD thesis, Faculty of Engineering and Physical Science, University of Manchester.
- Paul, A. and Ramamurty, U. (2000). Strain rate sensitivity of a closed-cell aluminum foam. *Materials Science and Engineering A*, 281(1-2):1–7.
- Peroni, M., Peroni, L., and Avalu, M. (2006). High strain-rate compression test on metallic foam using a multiple pulse shpb apparatus. *Journal de Physique IV*, 134:609–616.

- Pochhammer, L. (1876). Über die fortpflanzungsgeschwindigkeiten kleiner schwingungen in einem unbegrenzten isotropen kreiszylinder. *Journal für die reine und angewandte Mathematik*, 81:324–336.
- Reid, S. and Peng, C. (1997). Dynamic uniaxial crushing of wood. *International Journal of Impact Engineering*, 19(5-6):531–570.
- Ruan, D., Lu, G., Ong, L., and Wang, B. (2007). Triaxial compression of aluminium foams. *Composites Science and Technology*, 67(6):1218–1234.
- Ruch, W. and Kirkevåg, B. (1991). International patent PCT/NO1990/000115 – A process of manufacturing particle reinforced metal foam and product thereof.
- Santosa, S. and Wierzbicki, T. (1998). Crash behavior of box columns filled with aluminum honeycomb or foam. *Computers & Structures*, 68(4):343–367.
- Santosa, S. P., Wierzbicki, T., Hanssen, A. G., and Langseth, M. (2000). Experimental and numerical studies of foam-filled sections. *International Journal of Impact Engineering*, 24(5):509–534.
- Schreyer, H. L., Zuo, Q. H., and Maji, A. K. (1994). Anisotropic plasticity model for foams and honeycombs. *Journal of Engineering Mechanics*, 120(9):1913–1930.
- Simo, J. and Hughes, T. (1998). *Computational inelasticity*. Interdisciplinary applied mathematics: Mechanics and materials. Springer.
- Simone, A. E. and Gibson, L. J. (1998a). Aluminum foams produced by liquid-state processes. *Acta Materialia*, 46(9):3109 – 3123.
- Simone, A. E. and Gibson, L. J. (1998b). The effects of cell face curvature and corrugations on the stiffness and strength of metallic foams. *Acta Materialia*, 46(11):3929–3935.
- Song, B. and Chen, W. (2004). Dynamic stress equilibration in split hopkinson pressure bar tests on soft materials. *Experimental Mechanics*, 44:300–312. 10.1007/BF02427897.
- Sosnick, B. (1948). US Patent 2434775 – Process for making foamlike mass of metal.
- Sugimura, Y., Meyer, J., He, M., Bart-Smith, H., Grenstedt, J., and Evans, A. (1997). On the mechanical performance of closed cell al alloy foams. *Acta Materialia*, 45(12):5245–5259.
- Sun, G., Li, G., Hou, S., Zhou, S., Li, W., and Li, Q. (2010). Crashworthiness design for functionally graded foam-filled thin-walled structures. *Materials Science and Engineering: A*, 527(7-8):1911–1919.
- Tan, P., Reid, S., Harrigan, J., Zou, Z., and Li, S. (2005). Dynamic compressive strength properties of aluminium foams. part i-experimental data and observations. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 53(10):2174–2205.
- Tan, P. J., Harrigan, J. J., and Reid, S. R. (2002). Inertia effects in uniaxial dynamic compression of a closed cell aluminium alloy foam. *Materials Science and Technology*, 18:480–488.
- Taylor, G. (1946). The testing of materials at high rates of loading. *Journal of the Institution of Civil Engineers*, 26(8):486–519.

- Teixeira-Dias, F., de Alves de Sousa, R. J., Valente, R. F., and da Cruz, J. P. (2010). *Método dos Elementos Finitos – Técnicas de Simulação Numérica em Engenharia*. ETEP – Edições Técnicas e Profissionais.
- von Mises, R. (1913). Mechanik der festen körper im plastisch deformablen zustand. *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse*, 1:582–592.
- Yi, F., Zhu, Z., Zu, F., Hu, S., and Yi, P. (2001). Strain rate effects on the compressive property and the energy-absorbing capacity of aluminum alloy foams. *Materials Characterization*, 47(5):417–422.
- Yin, H., Wen, G., Hou, S., and Qing, Q. (2013). Multiobjective crashworthiness optimization of functionally lateral graded foam-filled tubes. *Materials & Design*, 44(0):414–428.
- Yu, J., Li, J., and Hu, S. (2006). Strain-rate effect and micro-structural optimization of cellular metals. *Mechanics of Materials*, 38(1-2):160–170.
- Yu, J. L., Wang, X., Wei, Z. G., and Wang, E. H. (2003). Deformation and failure mechanism of dynamically loaded sandwich beams with aluminum-foam core. *International Journal of Impact Engineering*, 28(3):331–347.
- Zarei, H. and Kruger, M. (2008). Bending behavior of empty and foam-filled beams: Structural optimization. *International Journal of Impact Engineering*, 35(6):521–529.
- Zhang, X. and Zhang, H. (2013). Optimal design of functionally graded foam material under impact loading. *International Journal of Mechanical Sciences*, 68(0):199–211.
- Zhao, H., Elnasri, I., and Abdennadher, S. (2005). An experimental study on the behaviour under impact loading of metallic cellular materials. *International Journal of Mechanical Sciences*, 47(4-5):757–774.
- Zhao, H., Elnasri, I., and Li, H. (2006). The mechanism of strength enhancement under impact loading of cellular materials. *Advanced Engineering Materials*, 8(9):877–883.
- Zhao, H. and Gary, G. (1995). A three dimensional analytical solution of the longitudinal wave propagation in an infinite linear viscoelastic cylindrical bar. application to experimental techniques. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 43(8):1335 – 1348.
- Zhao, H., Gary, G., and Klepaczko, J. (1997). On the use of a viscoelastic split hopkinson pressure bar. *International Journal of Impact Engineering*, 19(4):319 – 330.
- Zupan, M., Chen, C., and Fleck, N. (2003). The plastic collapse and energy absorption capacity of egg-box panels. *International Journal of Mechanical Sciences*, 45(5):851–871.

Índice

- Ajuste, 130
 - de parâmetros, 130
 - superfícies de cedência, 130
- Aquisição de sinal, 89
 - Equipamento, 89
- Atenuação, 86, 93
- Barras de Hopkinson, 80, 88
 - Limitações, 83
- Condições de ensaio, 90
- Correcção da atenuação, 86
- Correcção da dispersão, 86
- Curvas energia específica-deformação nominal, 103
- Curvas tensão-deformação nominal, 97
- Deformação, 113
 - Decomposição aditiva, 113
- Densidade relativa, 3
- Dispersão, 86, 93
- Efeitos de microinércia, 75
- Ensaio *quasi*-estáticos, 35
 - Condições de ensaio, 42, 43
 - Compressão triaxial, 46
 - Compressão uniaxial, 43
 - Equipamento experimental, 40
 - Célula triaxial de Hoek, 41
 - Central hidráulica, 41
 - Máquina universal de ensaios, 41
 - Resultados, 51
 - Compressão triaxial, 57
 - Compressão uniaxial, 51
 - Propriedades *quasi*-estáticas, 48
- Ensaio dinâmico
 - Taylor cylinder-Hopkinson bar*, 78
 - Taylor impact*, 78
 - Atenuação, 93
 - Barras de Hopkinson, 80, 88
 - Condições de ensaio, 90
 - Curvas energia específica-deformação nominal, 103
 - Curvas tensão-deformação nominal, 97
 - Dispersão, 93
 - Módulo de Young dinâmico, 92
 - Resultados experimentais, 91
 - Velocidade de impacto, 91
- Escoamento de gás, 74
- Espumas, 7, 8
 - Espuma sólida, 8
 - Espumas de alumínio, 12
 - ALPORAS, 15, 37
 - Alulight, 18
 - Duocel, 16
 - FOAMINAL, 18
 - METCOMB, 14
 - Stabilised Aluminium Foam, 13
 - Espumas metálicas, 3, 9
 - Aplicações, 28
 - Espumas poliméricas, 11
- Estrutura, 165
 - Impacto, 165
- Estrutura celular, 18
 - Arquitetura celular, 19
 - Densidade, 22
 - Esqueleto metálico, 20
 - Poros, 20
- Estruturas, 4
 - Dual Material Structures*, 4
- Módulo de Young dinâmico, 92
- Materiais celulares sólidos, 7, 8
 - Cerâmicos, 8
 - Metálicos, 8
 - Poliméricos, 8
- Materiais macios, 83
- Material
 - Material seleccionado, 37
- Modelos constitutivos, 111
 - Ajuste de parâmetros, 130
 - Condição de consistência, 116

- Condições de carga/descarga, 116
 - Critério de plasticidade, 114
 - Grandes deformações, 116
 - Lei de elasticidade, 114
 - Lei de encruamento, 115
 - Lei de plasticidade, 114
 - Modelo de Deshpande e Fleck, 122
 - Modelo de Ehlers *et al.*, 120
 - Modelo de Miller, 121
 - Modelo de Schreyer *et al.*, 119
 - Modelo do Abaqus com encruamento isotrópico, 127
 - Modelo do Abaqus com encruamento volumétrico, 124
 - Potencial de energia livre, 114
 - Validação, 141
 - Velocidade de impacto, 91
 - Velocidade de propagação de onda, 82
- Notação, 6
- Nylon, 88
- Onda de choque, 75
- PMMA, 88
- Porosidade, 8
- Processos de fabrico, 10
- Expansão directa do metal fundido, 13
 - adição de um agente expensor, 14
 - injecção de um gás, 13
 - Fundição usando um precursor polimérico, 15
 - Pulverotecnologia, 17
- Propriedades, 21
- Propriedades acústicas, 27
 - Propriedades mecânicas, 22
 - Capacidade de absorção de energia, 25
 - Comportamento à compressão, 22
 - Comportamento à tracção, 22
 - Deformação de densificação, 23
 - Módulo de Young, 22
 - Tensão de cedência, 22
 - Tensão de patamar, 23
 - Propriedades térmicas, 26
- Resultados experimentais, 91
- Superfícies de cedência, 130
- Taxa de deformação, 73
- Sensibilidade à, 74
- Terminologia, 6